F 754

KAT

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE METALURGIE ŞI MECANICĂ APLICATĂ

Institut. de Documentare Tehnică
BUCUREŞTI
OBMEN - CBMEH
VYMENA - WYMIANA
TAUSCH - ÉCHANGE

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE
MECANICĂ ŞI METALURGIE

1-2
ANUL V
IANUARIE — IUNIE 1954

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE METALURGIE ŞI MECANICĂ APLICATĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE MECANICĂ ŞI METALURGIE

Országos Műszaki Könyvtár BUDAPEST

1-2

ANUL V

IANUARIE — IUNIE 1954

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

ACADEMICIAN E. CARAFOLI — Redactor responsabil;
P. PETRESCU, Membru corespondent al Academiei R.P.R;
M. ARCAN; R. BOGDAN; ȘT. MANTEA.

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÂNE
INSTITUTUL DE METALURGIE ŞI MECANICĂ APLICATĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE MECANICĂ ŞI METALURGIE

Tomul V, Nr. 1—2 Ianuarie — Iunie 1954

SUMAR

Pag.

Cercetarea ştiinţifică în construcţia de maşini 7

STUDII

MAŞINI ŞI MECANISME

AL. SELEŞTEANU, R. BOGDAN şi V. MARCU, Studiu asupra preciziei ghidajului suportului portcuţit la strunguri 17
N. TIPEI, Lagăre cu elemente geometrice variabile 33
AL. STRATILESCU, Determinarea perioadelor de schimb ale uleiurilor la autovehicule 49

VIBRAŢII — TREPIDAŢII

L. HAMBURGER şi L. SĂVEANU, Cercetări în legătură cu propagarea trepidaţiilor provocate de un ciocan de forjă 63
A. NECŞULEA, Incercări de combatere a sgomotului prin audioprotectori 85

REZISTENŢA MATERIALELOR, ELASTICITATE, STABILITATE

T. OROVEANU, Asupra torsiunii barelor de secţiune circulară cu crestături 99
RADU P. VOINEA, Contribuţii la determinarea stării de tensiune şi a stabilităţii elastice a construcţiilor cu ajutorul vibraţiilor proprii 107
N. S. PÂRVULESCU, Flambajul tijelor sub acţiunea unei compresiuni date de o parte din greutatea proprie 119

AEROMECANICĂ

E. CARAFOLI, Influenţa unui suflu axial suplimentar asupra aripii de anvergură finită.. 155
T. OROVEANU şi I. NEDELESCU, Determinarea experimentală a distribuţiei presiunii datorite vântului pe acoperişuri de tribune 163

METALURGIE

PAUL PETRESCU şi GALIA DEMIANOVICI, Aliaje sinterizate Ag-W pentru contacte electrice 173
D. RAŞEEV, A. POP şi C. MARINESCU, Turnarea în cochilă a fontei cu grafit nodular 183

REFRACTARE

V. SINIANSKY, AL. KISSLING şi R. LÖBEL, Contribuţii la studiul refractarelor dolomitice. Calculul maselor dolomitice 201

REFERATE

M. ARCAN şi ED. NICOLAU, Un aparat pentru studiul tensiunilor prin metoda optică 217
N. TIPEI şi V. N. CONSTANTINESCU, Consideraţii asupra clasificării lagărelor în vederea studiului lor termic 233
D. RAŞEEV şi M. MARCU, Studiul experimental al metodelor de atelier pentru turnarea de precizie a sculelor din oţel special..... 245
V. MARCU şi N. PATRAULEA, Chiciurograful tip I.M.M.A. 261

RECENZII 265

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÂNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT DE MÉTALLURGIE ET MÉCANIQUE APPLIQUÉE

ÉTUDES ET RECHERCHES DE MÉCANIQUE ET DE MÉTALLURGIE

Tome V, nos 1 — 2 Janvier — Juin 1954

SOMMAIRE

Page

La recherche scientifique dans la construction des machines 7

ÉTUDES

MACHINES ET MÉCANISMES

AL. SELEŞTEANU, R. BOGDAN et V. MARCU, Étude sur la précision du guidage du support porte-couteau des tours 17

N. TIPEI, Paliers à éléments géométriques variables 33

AL. STRATILESCU, Détermination des périodes de changement de l'huile des véhicules automobiles 49

VIBRATIONS — TRÉPIDATIONS

L. HAMBURGER et L. SĂVEANU, Recherches sur la propagation des trépidations causées par les marteaux-pilons des forges 63

A. NECŞULEA, Essais de combattre le bruit par des audioprotecteurs 85

RÉSISTANCE DES MATÉRIAUX, ÉLASTICITÉ, STABILITÉ

T. OROVEANU, Sur la torsion des barres de section circulaire avec entailles 99

RADU P. VOINEA, Contributions à la détermination des tensions et de la stabilité élastique des constructions à l'aide des vibrations propres 107

N. S. PÂRVULESCU, Le flambage des tiges sous l'action d'une compression produite par une fraction du poids propre 119

AÉROMÉCANIQUE

E. CARAFOLI, Influence d'un souffle axial supplémentaire sur les ailes d'envergure finie 155

T. OROVEANU et I. NEDELESCU, Détermination expérimentale de la distribution de la pression due au vent sur des toitures de tribunes 163

MÉTALLURGIE

PAUL PETRESCU et GALIA DEMIANOVICI, Alliages synthérisés Ag-W pour contacts électriques 173

D. RAŞEEV, A. POP et C. MARINESCU, La coulée en coquille de la fonte à graphite nodulaire 183

MATÉRIEL RÉFRACTAIRE

V. SINIANSKI, AL. KISSLING et R. LÖBEL, Contributions à l'étude des matériaux réfractaires de dolomie. Le calcul des masses dolomitiques..... 201

EXPOSÉS

M. ARCAN et ED. NICOLAU, Un appareil pour l'étude des tensions par la méthode optique 217

N. TIPEI et V. N. CONSTANTINESCU, Considérations sur la classification des paliers, en vue de leur étude thermique 233

D. RAŞEEV et M. MARCU, Étude expérimentale des méthodes d'atelier pour la coulée de précision des outils en acier spécial..... 245

V. MARCU et N. PATRAULEA, Le « givrographe » de type I.M.M.A. 261

COMPTES RENDUS 265

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ МЕТАЛЛУРГИИ И ПРИКЛАДНОЙ МЕХАНИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО МЕХАНИКЕ И МЕТАЛЛУРГИИ

Том V, № 1—2 Январь — Июнь 1954

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

Научные исследования в области машиностроения 7

ОРИГИНАЛЬНЫЕ СТАТЬИ

МАШИНЫ И МЕХАНИЗМЫ

А. СЕЛЕШТЯНУ, Р. БОГДАН и В. МАРКУ, Исследование точности направляющих резцедержателя станков 17

Н. ТИПЕЙ, Подшипники с переменными геометрическими элементами 33

А. СТРАТИЛЕСКУ, Определение срока замены смазочного масла 49

ВИБРАЦИИ — ДРОЖАНИЕ

Л. ГАМБУРГЕР и Л. СЭВЯНУ, Исследование в связи с распространением вибраций, производимых кузнечным мостовым молотом 63

А. НЕКШУЛЯ, Опыт борьбы с шумом с помощью приспособлений для слухозащиты 85

СОПРОТИВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ, УПРУГОСТЬ, УСТОЙЧИВОСТЬ

Т. ОРОВЯНУ, О кручении брусьев круглого сечения с надрезом 99

Р. П. ВОИНЯ, К определению напряжения и упругой устойчивости построек при помощи собственных вибраций 107

Н. С. ПЫРВУЛЕСКУ, Продольный изгиб стержней под влиянием сжатия, причиненного частью их собственной тяжести 119

АЭРОМЕХАНИКА

Е. КАРАФОЛИ, Влияние добавочной осевой струи воздуха на крылья конечного размаха 155

Т. ОРОВЯНУ и И. НЕДЕЛЕСКУ, Опытное определение распределения давления, производимого ветром на кровли трибун 163

МЕТАЛЛУРГИЯ

П. ПЕТРЕСКУ и Г. ДЕМИАНОВИЧ, Спеченные сплавы из Ag—W для электрических контактов 173

Д. РАШЕЕВ, А ПОП и К. МАРИНЕСКУ, Отливка чугуна с шаровидным графитом в кокили 183

ОГНЕУПОРЫ

В. СИНЯНСКИЙ, А. КИССЛИНГ и Р. ЛОБЕЛ, К исследованию доломитовых огнеупоров Расчет доломитовых масс 201

РЕФЕРАТЫ

М. АРКАН и Э. НИКОЛАУ, Прибор для изучения напряжений оптическим путем 217

Н. ТИПЕЙ и В. Н. КОНСТАНТИНЕСКУ, О классификации подшипников в связи с их термическим исследованием 233

Д. РАШЕЕВ и М. МАРКУ, Экспериментальное исследование промышленных методов для точной отливки инструментов из специальной стали 245

В. МАРКУ и Н. ПАТРАУЛЯ, Инеграф типа И.М.М.А. 261

РЕЦЕНЗИИ 265

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

ŞTUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

CERCETAREA ŞTIINŢIFICĂ ÎN CONSTRUCŢIA DE MAŞINI *)

Satisfacerea la maximum a nevoilor materiale şi culturale ale oamenilor muncii impune o desvoltare armonioasă a diferitelor ramuri de producţie cu deosebire a agriculturii, a industriilor pentru producţia articolelor de larg consum, a industriilor pentru materiale necesare construcţiei de locuinţe etc.

Realizarea acestei desvoltări industriale cere însă o intensificare a construcţiilor de maşini pentru diversele sectoare de producţie.

Acest fapt este astăzi posibil în urma creşterii din ultimii ani a industriei grele şi a sectoarelor energetice, care va permite o extindere a fabricaţiei de maşini mai ales cele pentru agricultură şi pentru producerea articolelor de larg consum.

Rezultatele acestea nu se pot obţine decât printr'o tehnică înaintată care, la rândul său, trebue să se sprijine pe cercetarea ştiinţifică în domeniile legate de fabricaţia maşinilor în ţara noastră.

Desigur că aceste domenii sunt foarte numeroase şi variate; în cele ce urmează se vor analiza problemele legate de îmbunătăţirea bazei materiale în construcţiile de maşini, şi anume:

— stabilirea nevoilor şi alegerea tipurilor de maşini
— alegerea materialelor necesare în construcţia de maşini
— calculul şi proiectarea maşinilor
— tehnologia realizării maşinilor
— diferite probleme de bază în construcţia de maşini.

1. *Stabilirea nevoilor şi alegerea tipurilor de maşini*

In cadrul activităţii planificate, stabilirea nevoilor de maşini pentru diferitele sectoare este o problemă de bază mai ales dacă se are în vedere fabricarea lor în ţară, în care caz se impune o folosire optimă a materialelor indigene. Determinarea parcurilor existente şi a posibilităţilor actuale sau de adaptare a maşinilor la procesele moderne de fabricaţie este o primă etapă de cercetare, în această direcţie.

O a doua etapă o constitue fixarea tipurilor de maşini care trebue construite în viitor, lucru ce se poate face numai printr'un studiu complex, care să ţină

*) Extras din raportul prezentat în Sesiunea Ştiinţifică din 6—8 Septembrie 1953 a Secţiilor I-a şi a III-a ale Academiei R. P. R. de către colectivul E. Carafoli, Gh. Manea, N. Tipei şi V. Marcu.

seama de condițiile specifice țării noastre, adică de condițiile de exploatare, de materialele disponibile, de sculele folosite și de posibilitățile de încadrare în liniile de fabricație ale noilor mașini. Pentru mașinile agricole, trebue efectuat în prealabil un studiu asupra solurilor și culturilor în legătură cu operațiile pe care va trebui să le îndeplinească mașina.

Față de diversitatea tipurilor de mașini necesare, apare însă și problema inversă, a unificării acestora, problemă de care depinde realizarea de economii importante.

Rezultă astfel că, încă dela început, stabilirea nevoilor și alegerea tipurilor de mașini trebuie să se sprijine pe cercetări amănunțite, efectuate metodic și în mod științific.

2. *Alegerea materialelor necesare în construcția de mașini*

Pentru alegerea materialelor necesare este nevoie să se stabilească mai întâi care sunt posibilitățile lor de utilizare, pe baza unor studii sistematice asupra proprietăților lor mecanice, fizice și chimice, introducându-se criteriile moderne de încercări la oboseală, șocuri, uzură, vibrații etc.

Elaborarea materialelor cu calități speciale, ca acelea cu rezistența ridicată la temperaturi înalte, la coroziune etc., fontele și oțelurile speciale, aliajele dure, impune introducerea metodelor științifice de cercetare. De asemenea, materialele neferoase, folosite în industria alimentară, unde aliajele feroase pot dăuna calității produselor trebue să formeze obiectul unei atenții deosebite.

O serie de cercetări în legătură cu materialele va trebui să se ocupe de folosirea rațională a acestora, de reducerea adausurilor pentru prelucrare și a greutății mașinilor, apoi de reducerea rebuturilor și de posibilitățile de valorificare a deșeurilor. Inlocuirea materialelor scumpe sau deficitare constitue o altă problemă; astfel se poate cita producerea de oțeluri de înlocuire a oțelurilor aliate, înlocuirea bronzurilor și a metalelor antifricțiune la lagăre, utilizarea pe scară cât mai largă a maselor plastice, folosirea pulberilor metalice și a materialelor ceramice etc.

Un capitol important este acela al defectoscopiei, pe baza căreia se pot utiliza materialele în bune condiții și ameliora calitatea lor. De asemenea, cercetarea științifică va urmări posibilitățile de obținere a unei cât mai mari omogeneități și uniformități a materialelor, evitându-se astfel variații în calitatea mașinilor și a produselor acestora.

Economii importante mai pot fi realizate, prin reducerea categoriilor de materiale și profile, apoi prin studiul și prin ameliorarea normelor de consum pentru produse finite sau semifabricate (scule etc.)

3. *Calculul și proiectarea mașinilor*

Calculul științific și proiectarea corectă trebue să se sprijine, în primul rând, pe cunoașterea cât mai amănunțită a condițiilor de funcționare a mașinii. Plecând dela aceste date, se vor aplica apoi concepțiile moderne, strâns legate de baza materială, și anume creșterea vitezelor de lucru (factorul cinematic) și mărirea fluxului energetic (factorul energetic) care trece prin organele mașinii.

Sporirea vitezelor de lucru atrage o reducere a forțelor exterioare, și deci a solicitărilor datorite acestora, și ea se poate aplica, fie la elementele mașinii, fie la mediul utilizat (apă, abur, aer). Printr'un studiu științific se pot înlătura concomitent pierderile de randament care însoțesc uneori aceste creșteri de viteză, sau se poate deduce care sunt vitezele optime, pentru care avantajele izvorîte din creșterea vitezei depășesc în cea mai mare măsură inconvenientele care apar totodată.

Cercetarea atentă a presiunilor de contact dintre piese, la articulațiile acestora, sau a presiunilor mediului fluid asupra organelor mașinii, duce de asemenea la îmbunătățiri și economii apreciabile. Astfel, de exemplu, în pelicula de lubrifiant, trebue să se plece dela repartițiile reale de presiuni, cu valorile maxime corespunzătoare pentru ungerea articulațiilor, fără de care admiterea unor cifre medii nu aduce deseori nici un folos; se va urmări de aceea scăderea cât mai mare a acestor valori maxime, menținându-se totuși valorile medii cele mai ridicate.

De asemenea, admiterea unor valori optime pentru presiunile de serviciu ale aburilor, odată cu studiul modern aerotermodinamic al circuitelor de vapori a dus în ultimul timp la creșteri considerabile de putere la locomotive, cu un spor corespunzător al puterii masice (numărul de CP pe kilogram de mașină).

Calculele moderne de proiectare trebue să aibă apoi în vedere solicitările predominante sau specifice fiecărei piese, după felul său de lucru. Astfel, se va da o atenție deosebită șocurilor, uzurii, efectului deformațiilor elastice sau termice și problemei jocurilor corespunzătoare (așa numita compatibilitate cinematică a mecanismelor), solicitărilor termice și regimurilor tranzitorii de funcționare, aproape întotdeauna neglijate la proiectare, dar de multe ori cele mai periculoase.

Odată cunoscute condițiile reale de lucru, se pune problema introducerii metodelor exacte de calcul în proiectare. Pe baza acestor metode, se pot reduce coeficienții de siguranță cu 30—50%, realizându-se alte economii însemnate de materiale. In acest sens, se vor aplica rezultatele moderne teoretice și experimentale cu privire la solicitările dinamice, repartițiile reale de eforturi determinate prin fotoelasticitate, distribuția reală de temperaturi în corpul pieselor în timpul funcționării etc. Dificultățile de ordin matematic pe care le ridică uneori aceste calcule necesită însă, de multe ori, întocmirea tabelelor și diagramelor de calcul, sau un nivel științific ridicat al inginerilor proiectanți.

Toate metodele de calcul folosite pot fi considerate ca valabile, numai în cazul când se sprijină pe încercări experimentale pe modele reduse sau chiar, uneori, în mărime naturală. In această direcție este nevoie să se dea o mare atenție metodelor statistice, care introduc rezultatele experienței dobândite în exploatarea mașinilor și care sunt astfel un auxiliar prețios al metodelor științifice de proiectare.

Necesitatea de a construi mașini cât mai rezistente, cu o durată de utilizare cât mai mare, nu trebue însă să ducă la erori de concepție, cum ar fi admiterea unor coeficienți de siguranță prea ridicați cu supradimensionarea pieselor calculate. Trebue păstrată o justă măsură, evitându-se și greșeala contrarie, a unor coeficienți de siguranță prea mici, cu subdimensionarea pieselor calculate. In prezent, studiul științific al coeficienților de siguranță este o problemă complexă, în care intră ca parametri precizia calculelor și a ipotezelor corespunzătoare, felul acționării, materialul întrebuințat, concentrarea eforturilor, modul

de prelucrare, siguranța cerută în exploatare și condițiile de recepție. La acești coeficienți trebue să se mai considere apoi durata de funcționare a mașinii, avându-se în vedere termenul probabil când, devenind neeconomică, sau ne mai putând face față cerințelor noi în exploatare, ea va trebui înlocuită. Astfel, un turboreactor de avion are o durată de funcționare de 200 — 300 de ore, pe când o locomotivă poate asigura serviciul timp de 40—50 de ani, iar o navă 25—30 de ani.

Aplicarea metodelor științifice de calcul exacte întâmpină în prezent o serie de dificultăți provenite fie din faptul că ele diferă dela o instituție la alta, fie, după cum s'a arătat, din cauza complicațiilor matematice pe care le comportă. De aceea este nevoie, să se introducă prescripții de calcul, care să permită, totodată, și o reducere de timp la proiectare. Aceste prescripții trebue modificate însă periodic, pentru a se adapta celor mai noi cercetări în domeniul corespunzător.

Unificarea este de asemenea o concepție rodnică, din care pot izvorî economii importante în construcția mașinilor. Intr'adevăr, producerea în serie a pieselor și subansamblurilor, ca și folosirea elementelor prefabricate, sunt legate de o scădere a prețului de cost, cu reducerea manoperii, la proiectare și la fabricație, a spațiului necesar, a utilajului corespunzător și a categoriilor de materiale. Un alt aspect al acestei probleme îl constitue unificarea procedeelor de asamblare și a gabaritelor, pentru a se asigura utilizarea pieselor pe agregate diferite și apoi, în același scop, studiul jocurilor și al toleranțelor corespunzătoare. Industria textilă a pus, în ultimul timp, asemenea probleme de jocuri și toleranțe a căror nerespectare poate crea dificultăți serioase.

Tehnica modernă este legată de reducerea jocurilor, care, la rândul său, antrenează posibilitatea de a spori încărcarea articulațiilor și, deci, reducerea greutății pieselor. Pentru a ajunge la acest rezultat, este nevoie să se modifice însă proprietățile lubrifianților, scăzând viscozitatea acestora, și să se dea o atenție deosebită studiului științific al calității suprafețelor. De asemenea apare necesitatea unor standarde speciale pentru caracterizarea microreliefului suprafețelor prelucrate.

Un alt element care trebue luat în considerare la proiectare este forma pieselor. Prin adaptări de forme simple, se reduc operațiile de prelucrare, se mărește uneori rezistența piesei, se reduc rebuturile și, în unele cazuri, de exemplu pentru camerele de explozie la motoare, se mărește randamentul mașinii.

Protecția muncii este apoi strâns legată de proiectare și constitue o preocupare de căpetenie pentru proiectant. Se impune ca mașinile moderne să fie prevăzute cu dispozitivele de protecție automate, după felul de lucru al fiecăreia; de asemenea, se cere în prezent înlăturarea tuturor factorilor dăunători sănătății muncitorilor ca gazele nocive, vibrațiile supărătoare, pericolul de explozii sau de incendii etc.

4. *Tehnologia realizării mașinilor*

Procesele tehnologice au o influență nu numai în ceea ce privește exactitatea pieselor și costul lor, așa cum se socotea în trecut, dar, în același timp, și în ceea ce privește calitățile mecanice ale materialelor, durabilitatea mașinilor fabricate și consumul de material în construcția de mașini. De aceea, este util, să se examineze tendințele moderne de desvoltare a acestor procese.

Turnarea tinde în prezent să ia, în unele cazuri, locul forjării. Astfel este cazul arborilor cotiți pentru motoare, sau al sapelor cu role pentru foraj; realizările în acest domeniu sunt legate, totodată, de procedeele moderne de maleabilizare cu săruri lichide sau sgure fuzibile și de turnarea de precizie, cu surplus redus de material. Problema materialelor auxiliare (nisipuri, lianți) trebue studiată apoi pe baze științifice, plecând dela materia primă existentă în țara noastră.

Paralel cu turnarea, matrițarea cu precizie ridicată conduce, de asemenea, la economii și dă o exactitate în prelucrarea de 0,05—0,08 mm.

Metodele moderne de prelucrare de mare productivitate, așchierea rapidă sau intensivă, nu vor putea fi puse la îndemâna tuturor, fără un studiu științific prealabil, care să stabilească condițiile optime de lucru, dela caz la caz. Intocmirea de instrucțiuni și norme în acest scop are rolul de a veni în ajutorul fruntașilor în producție, permițând generalizarea procedeelor amintite. Aceste metode de prelucrare modifică fundamental microgeometria și starea fizică a suprafețelor, calitățile mecanice, gradul de ecruizare, tensiunile remanente etc., elemente de care trebue să se țină seama în construcția de mașini. Mai departe, legătura dintre calitatea suprafețelor și uzura lor a arătat avantajele unei finisări cât mai complete. De exemplu, prin superfinisare cuzineții unui arbore motor au prezentat o scădere a uzurilor de 46,5 : 1, față de cazul unei prelucrări obișnuite. Ca metode moderne de studiat pentru sculele și materialele din țara noastră, se poate cita răzuirea fină, microșlefuirea (honing, lapping, superfinisarea) și așchierea prin electroeroziune, folosită în cazul materialelor foarte dure. In legătură cu aceste procese tehnologice, cât și pentru prelucrarea normală a pieselor, se pune totodată problema sculelor și a materialelor pentru scule. Aceste materiale pot fi economisite în proporție de 80—85%, prin folosirea procedeelor moderne de fabricație, ca turnarea de precizie.

Mărirea rezistenței la oboseală, uzură, eroziune se poate obține apoi prin aplicarea tratamentelor de suprafață. Ciocănirea (suflarea) cu alice mărește durabilitatea pieselor de 3—9 ori, iar cementarea în mediu gazos a permis reducerea costului operației cu 50% prin reducerea duratei de încălzire a piesei, odată cu creșterea duratei de funcționare cu 50—160%, pentru sculele astfel tratate. Un efect asemănător se obține prin cromarea poroasă, aplicată la cămășile cilindrilor și la segmenții pistoanelor de motoare, sau prin călirea de suprafață, fie cu flacără oxiacetilenică, fie prin curenți de înaltă frecvență.

Recuperarea pieselor ajunse la starea de uzură maximă tinde, de asemenea, la sporirea bazei materiale pentru construcția de mașini; de aceea este importantă aplicarea metodelor de recondiționare prin metalizare în cazul uzurilor mari sau prin cromare, în cazul uzurilor reduse.

In tehnologia modernă, sudura joacă un rol din ce în ce mai însemnat. De aceea, studiul științific al metodelor noi folosite, ca lipirea prin curenți de înaltă frecvență, care poate înlocui uneori forjarea, sudura electrică aplicată la fabricarea burlanelor de diametru mare, repararea defectelor de turnare prin sudură, trebue efectuat în raport cu materialele folosite la noi în țară, cu calitatea electrozilor, a fondanților sau cu masa necesară pentru îmbrăcarea electrozilor speciali. Totodată, apar și probleme speciale, ca înlăturarea tensiunilor interne, controlul sudurii, aplicarea acesteia la piese supuse la temperaturi ridicate sau la solicitări dinamice în timpul funcționării, apoi introducerea mecanizării în lucrările de sudură.

Din cele arătate mai sus, reiese că o industrie modernă reclamă introducerea tehnologiei noi. Aplicarea metodelor tehnologiei noi, care atrage economii însemnate şi variate de material sau manoperă, nu poate fi făcută fără un studiu ştiinţific care să ţină seama de condiţiile locale. De aceea, aceste studii sunt necesare şi constitue o verigă importantă în lanţul de cercetări legate de construcţia de maşini.

5. *Diferite probleme de bază în construcţia de maşini*

Mărirea duratei de serviciu este strâns legată de condiţiile de exploatare. De aceea este util să se întocmească prescripţii care, menţinând un nivel ridicat de exploatare, să micşoreze cât mai mult volumul şi durata reparaţiilor. In acest sens, rodajul maşinilor trebue făcut cu toată atenţia, după norme bine studiate, deoarece condiţionează chiar dela început durata de serviciu. De asemenea, utilizarea parcului de maşini vechi, foarte mare în industria uşoară, cere o planificare atentă a fabricării pieselor de schimb necesare.

Lubrificaţia influenţează apoi într'o largă măsură uzura maşinilor şi poate conduce, chiar dela început, la economii, prin introducerea unor presiuni specifice de contact mai mari la proiectare, care atrag o scădere a volumului pieselor.

De aceea, este nevoie să se studieze, pe baze ştiinţifice exacte, procesul de ungere între organele mobile. Pe lângă aceasta, lubrificaţia mai ridică probleme de ordin general, ca întocmirea de norme pentru folosirea uleiurilor româneşti, elaborarea uleiurilor rezistente la temperaturi ridicate, fabricarea adausurilor, care pot tripla durata de utilizare a uleiurilor, sau cercetarea regimurilor de ungere semifluidă şi semiuscată. Ca problemă specială cu aplicaţii la materialele indigene, se poate cita apoi studiul teoretic şi practic al ungerii rulmenţilor cu bile sau cu role, problemă puţin cercetată şi în celelalte ţări.

S'a arătat care sunt metodele tehnologice mai frecvente pentru recondiţionarea pieselor uzate. In acest scop, este însă nevoie să se determine gradul de uzură dela care începând degradarea pieselor ia un ritm rapid, datorită solicitărilor noi care apar (şocuri, vibraţii), şi deci, dela care trebue să se aplice procesul de recondiţionare. Pentru unele maşini, ca de exemplu maşinile unelte, uzura conduce la o scădere a preciziei de prelucrare şi constitue astfel factorul esenţial de care trebue să se ţină seama; în acest caz, determinarea uzurilor maxime cere o atenţie deosebită.

Printre problemele variate care sunt legate de baza materială în construcţia de maşini, se mai pot cita problemele de întreţinere care influenţează mult costul reparaţiilor, apoi normele de recepţie şi control care condiţionează, chiar dela început, siguranţa de funcţionare, durabilitatea ansamblurilor, securitatea muncii, folosirea justă a materialelor în fabricaţie. Apoi, este nevoie ca cercetarea ştiinţifică să intervină şi la realizarea aparatajului de măsură şi control, sau la aplicarea metodelor statistice pentru controlul în fabricaţie.

O ultimă problemă de interes general în construcţia de maşini este apoi aceea a organizării întreprinderilor producătoare de maşini. Justa profilare, amenajare şi organizare a acestor întreprinderi se poate obţine pe baze ştiinţifice şi poate influenţa în mod substanţial preţul de cost. Tot aici trebue amintită introducerea mecanizării şi a automatizării proceselor de fabricaţie, operaţii care atrag o sporire a productivităţii atelierelor şi o reducere a rebuturilor.

Ele se studiază însă în ansamblu, ţinând seama de interdependenţa proceselor tehnologice; în caz contrariu, rezultatele sunt, în general, necorespunzătoare aşteptărilor. Ca exemplu, se poate cita cazul agrotehnicii, în care mecanizarea are aplicaţii variate, condiţionând chiar alegerea tipurilor de maşini agricole necesare ţării noastre.

★

Institutul de Metalurgie şi Mecanică Aplicată al Academiei R.P.R. a executat o serie de cercetări legate de problemele arătate mai sus, referitoare la construcţia de maşini. Colectivele de cercetare au putut, utilizând şi laboratoarele altor institute sau întreprinderi, să efectueze studii care au dus la rezultate importante. Putem cita:

— cercetările referitoare la sgurile de furnal înalt

— realizarea cărămizilor forsteritice şi lucrările în legătură cu produsele refractare nearse

— analiza nisipurilor de turnătorie şi selecţionarea acestora

— studiile pentru îmbunătăţirea fontelor nodulare şi a fontelor refractare

— purificarea zincului prin centrifugare (în faza pilot)

— extragerea nichelului din minereurile indigene (fază de laborator)

— recuperarea oxidului de zinc din sgurile dela retortele de reducere.

In legătură cu problema importantă a materialelor succedanee, s'a realizat:

— sinteza răşinii furfurol-fenolice şi obţinerea lemnului laminat pentru roţi dinţate

— procesul tehnologic de fabricare a răşinii furfurol-aldehid-fenolice.

In domeniul mecanicii propriu zise, s'au realizat:

— construcţia unui aparat de fotoelasticitate, a unui electrotensometru, a unei suflerii aerodinamice, a două bancuri pentru studiul experimental al ungerii, a unui chiciurograf etc.

— proiectele unui dispozitiv pentru măsurarea forţelor de aşchiere şi a unei maşini de încercat rulmenţii

— studiul ştiinţific al ghidajelor de strunguri

— stabilirea criteriilor teoretice pentru determinarea vitezei optime la strunjirea rapidă

— studiile asupra ungerii lagărelor netede, teoria hidrodinamică exactă a lagărelor fără joc

— o metodă ştiinţifică de calcul a lagărelor netede cu joc radial

— calculul lagărelor cu forţe şi viteze variabile şi a lagărelor cu elemente geometrice variabile, datorite deformaţiilor sau prelucrării

— studiul variaţiei cu temperatură a viscozităţii uleiurilor româneşti

— cercetările şi recomandările practice asupra unificării uleiurilor pentru autovehicule şi asupra perioadelor de schimb a uleiurilor folosite în motoare

— construirea unor prototipuri de protectori individuali împotriva sgomotelor

— cercetările asupra ventilaţiei în mine

— construirea unui anemograf, pentru determinări asupra regimului vânturilor în ţara noastră şi elaborarea unei metode rapide şi exacte de calcul a motoarelor eoliene.

Cercetările în aceste domenii au fost continuate şi extinse, introducându-se totodată şi probleme noi, ca laminarea metalelor neferoase, prelucrabilitatea

oţelurilor româneşti, studiul caracteristicilor mecanice ale metalelor indigene, uzura bandajelor şi a liniilor de cale ferată, probleme de elasticitate (torsiunea barelor), recondiţionarea pieselor uzate etc. Totodată, se va mări baza materială pentru experienţe, prin diverse instalaţii şi aparate care se află în construcţie. Cu toate acestea, aparatajul şi instalaţiile experimentale trebue utilizate într'o măsură mai mare în desvoltarea cercetărilor I.M.M.A.

CONCLUZII ŞI PROPUNERI ASUPRA ORGANIZĂRII CERCETĂRII ŞTIINŢIFICE

Din cele arătate, rezultă importanţa şi amploarea pe care trebue să o capete cercetarea ştiinţifică în desvoltarea construcţiei de maşini. Eforturile depuse de Institutul de Metalurgie şi Mecanică Aplicată al Academiei R.P.R. trebue astfel continuate şi intensificate. Concomitent, departamentele au creat o serie de Institute de Proiectări şi Cercetări, destinate a aplica rezultatele ştiinţifice noi din sectoarele respective. Este necesar însă ca ele să fie sprijinite printr'o cercetare ştiinţifică, efectuată în laboratoare bine înzestrate şi organizate în cadrul unui plan de ansamblu.

Realizarea şi desvoltarea acestor laboratoare se impune de aceea ca un factor esenţial pentru îndeplinirea Planului de Stat şi pentru industrializarea ţării noastre. Trebue deci să se treacă neîntârziat la organizarea, îndrumarea şi coordonarea întregii activităţi ştiinţifice, care să se sprijine în ceea ce priveşte construcţia de maşini, pe studiul în condiţii optime a problemelor principale menţionate mai sus şi care se pot rezuma astfel:

1. Alegerea, unificarea şi reducerea tipurilor de maşini
2. Imbunătăţirea şi modernizarea maşinilor existente
3. Introducerea noilor metode tehnologice şi ameliorarea celor existente
4. Studiul proprietăţilor mecanice, fizice şi chimice ale materialelor şi elaborarea materialelor de înlocuire
5. Desvoltarea teoriilor de elasticitate şi plasticitate în vederea utilizării optime a materialelor
6. Cercetarea condiţiilor de funcţionare ale maşinilor şi ale organelor lor
7. Cercetările asupra uzurii şi lubrificaţiei
8. Studiul vibraţiilor
9. Condiţiile de echilibru şi problemele de stabilitate
10. Introducerea metodelor ştiinţifice riguroase de calcul şi elaborarea prescripţiilor de calcul; studiul coeficienţilor de siguranţă
11. Dispozitivele şi măsurile de protecţia muncii
12. Prescripţiile pentru exploatarea, controlul şi receptia maşinilor
13. Organizarea întreprinderilor. Mecanizarea şi automatizarea
14. Crearea cadrelor de cercetători.

In stadiul actual se simte nevoia de organizare şi coordonare a întregii activităţi ştiinţifice în vederea repartiţiei problemelor pe diversele institute de cercetări şi a orientării activităţii laboratoarelor din întreprinderi, din învăţământ, ale institutelor departamentale, ale Academiei R.P.R. sau a laboratoarelor speciale şi a staţiilor-pilot de pe lângă marile întreprinderi, apoi a institutelor de proiectare şi a atelierelor de prototipuri.

Se impune apoi crearea în ţară a unei fabrici pentru utilaj de laborator. Totodată, formarea cadrelor de cercetători este o sarcină de bază, care trebue

urmărită în mod insistent în cadrul colectivelor ştiinţifice şi al institutelor de învăţământ superior, asigurându-se acestor cercetători condiţii materiale satisfăcătoare. Ca organizaţie de massă, ASIT-ul este apoi chemat să facă legătura dintre oamenii de ştiinţă şi acei din producţie, contribuind prin aceasta la organizarea schimbului de experienţă şi la difuzarea rezultatelor obţinute.

Aplicarea acestor măsuri organizatorice va conduce la o activitate mai rodnică de cercetare, după un plan general de lucru, grăbind astfel desvoltarea pe baze juste a economiei ţării noastre.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

MAŞINI ŞI MECANISME

STUDIU ASUPRA PRECIZIEI GHIDAJULUI SUPORTULUI PORTCUŢIT LA STRUNGURI

DE

AL. SELEŞTEANU, R. BOGDAN şi V. MARCU

Construcţia modernă a maşinilor rapide ridică numeroase probleme tehnologice şi de calcul legate de precizie, deoarece funcţionarea maşinilor cu viteze mari produce forţe dinamice puternice, iar micşorarea efectului acestor forţe este posibilă în primul rând prin mărirea preciziei de execuţie.

La maşinile-unelte, precizia de execuţie a maşinii însăşi are o deosebită importanţă, deoarece aceasta se imprimă în mare măsură asupra obiectului ce se execută.

Teoria preciziei elementelor cuplelor cinematice ale mecanismelor şi maşinilor s'a desvoltat în ultimul timp destul de puternic, având la bază lucrările lui A. I. Bruevici, N. A. Kalajnikov şi ale altor savanţi sovietici; studiile fiind însă încă într'o primă fază teoretică, urmează ca pe măsură ce aceste cercetări vor fi concretizate, ele să fie aplicate şi în practică.

Lipsa aplicaţiilor practice explică existenţa unei serii întregi de diferite ghidaje la maşini-unelte, alese pe baza unor criterii necunoscute, sau cel puţin neştiinţifice, fără a putea aprecia în mod obiectiv justeţea unei alegeri dată de o întreprindere constructoare.

Prin urmărirea îmbunătăţirii continue a calităţii maşinilor-unelte, sarcină de primă importanţă a industriei noastre constructoare de maşini, ne-am propus a studia influenţa unor parametri ca frecarea, deformaţiile şi toleranţele, asupra preciziei ghidajului suportului portcuţit la strunguri.

I. CLASIFICAREA GHIDAJELOR

Ghidajele utilizate la maşini-unelte pot fi grupate sistematic în ghidaje simple (fig. 1) şi ghidaje combinate (fig. 2)

Trebue remarcat că toate aceste ghidaje sunt utilizate la diferite maşini şi numai o statistică poate arăta gradul lor de răspândire în producţie. Explicarea avantajelor şi desavantajelor acestor sisteme nu există, iar cercetarea ştiinţifică poate da un criteriu sigur pentru alegerea anumitor sisteme în funcţie de condiţiile de exploatare.

A. simple

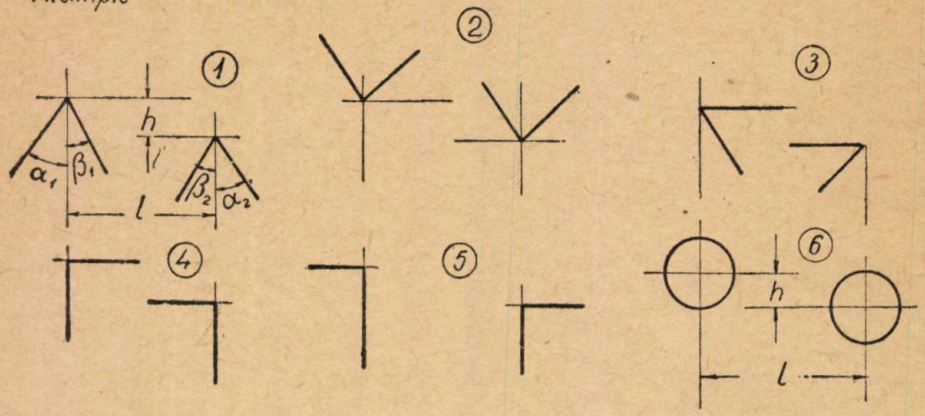


Fig. 1

B. combinate

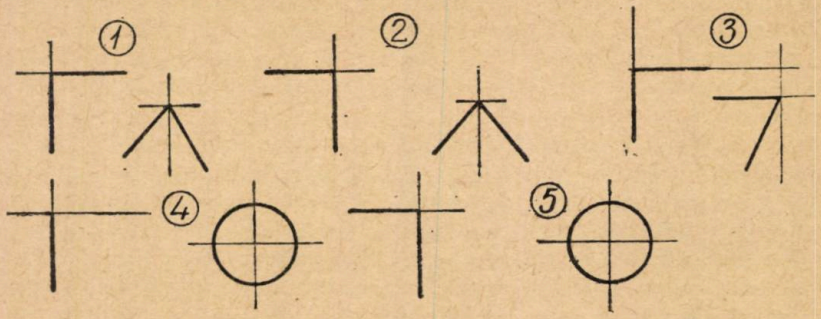


Fig. 2

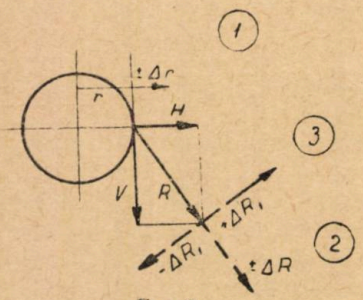


Fig. 3

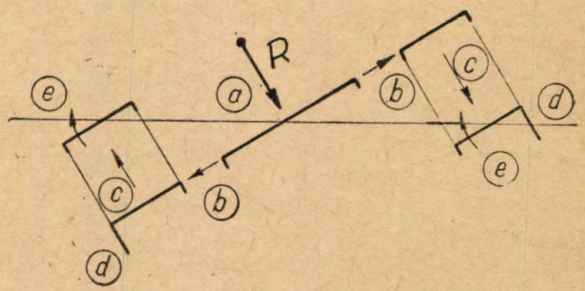


Fig. 4

II. CONSIDERAȚII CONSTRUCTIVE

Schema forțelor în planul transversal la un strung este redată în figura 3.

Unui regim de funcționare îi corespunde o forță rezultantă R, cu un punct de aplicație, o direcție și o mărime dată. Variația condițiilor de exploatare (diametrul piesei, adâncimea de tăiere, avansul, viteza de tăiere) schimbă însă datele caracteristice ale forței rezultante — care poate fi considerată ca un vector.

Soluția constructivă a ghidajelor, în primă aproximație, este deci cea din figura 4.

Schematic, această soluție poate fi redată prin următoarele etape:

a) Fixarea suprafeței de sprijin perpendicular pe direcția forței rezultante.

b) Descompunerea, din motive constructive și pentru mărirea stabilității, a acestei suprafețe în două suprafețe distanțate.

c) Așezarea celor două suprafețe la un nivel orizontal.

d) Asigurarea preluării forțelor suplimentare, prin așezarea suprafețelor secundare perpendicular pe cea principală (în exterior sau în interior).

e) Suprafețele astfel rezultate pot fi la nevoie răsucite, mărindu-se însă în acest caz, în mod neeconomic, suprafețele secundare, în dauna celor principale.

III. MOMENTELE ÎN PUNCTELE DE SPRIJIN

Definitivarea considerațiilor constructive este posibilă prin cercetarea momentelor în ghidaje. Această problemă generalizează, de altfel, problema lagărelor obișnuite, unde până acum au fost luate în considerație numai două cazuri extreme, articulațiile și încastrările, neglijându-se complet toate fazele intermediare.

Putem reda momentul care apare în lagăre sau în ghidaje, prin schema din figura 5.

1. *Considerații generale.* Momentul de încastrare în cazul unui ghidaj static determinat (care în realitate prezintă tot o problemă static nedeterminată) se descompune în două momente de mărime egală și de sens contrar, a căror valoare depinde de deformațiile inițiale inerente montajului.

Suprapunerea momentelor exterioare peste aceste două momente, duce la schema din figura 6.

Este evident că momentele de încastrare bine alese pot reduce solicitarea pieselor la jumătate.

In cazul când considerăm barele static nedeterminate, și mai ținem seama și de deformabilitatea batiurilor, fenomenele cu care avem de a face se complică și pot fi redate prin schema din figura 7.

In fiecare lagăr apar forțele R_1 și R_2, care pot fi descompuse în forța rezultantă — care produce deformația batiurilor — și momentul încovoietor — care produce deformația barelor (fig. 8).

Astfel, problema barelor continue se complică prin combinarea ei cu problema unor bare pe fund elastic. Rezolvarea acestei îmbinări permite însă o concluzie asupra întregului fenomen care apare în cazurile tehnice.

2. *Cazurile mai simple.* Sunt instructive pentru înțelegerea clară a fenomenului în sine (fig. 9).

Momentul $F_1 b$ ilustrează gradul de încastrare al lagărului și caracterizează în esență comportarea sistemului în cazul mișcării, deoarece determină apariția forțelor reactive de frecare.

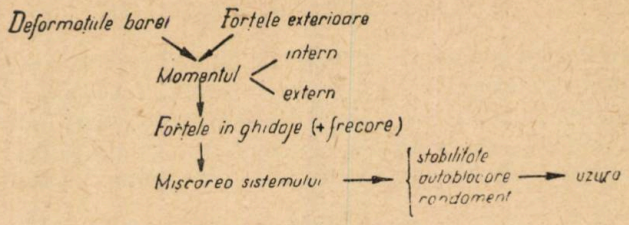


Fig. 5

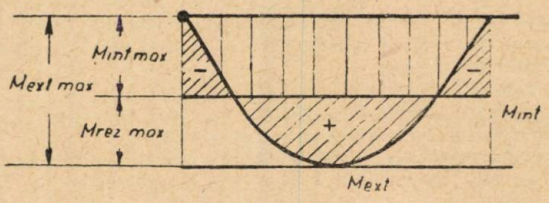


Fig. 6

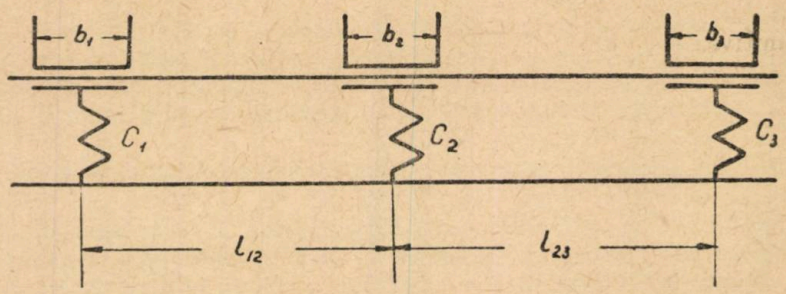


Fig. 7

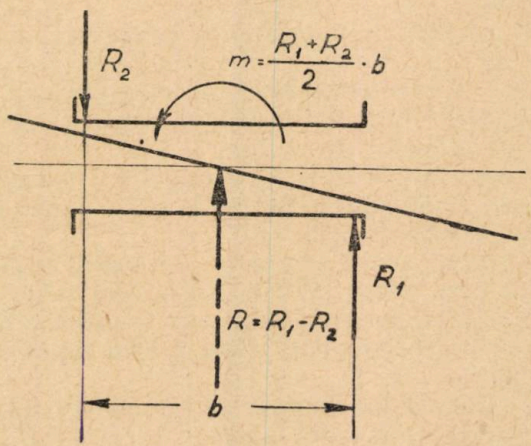


Fig. 8

Aplicarea formulelor elementare ale rezistenței materialelor, pentru deformațiile barei, duce la schema de calcul din figura 10.

Condițiile de funcționare sunt (fig. 9 și 10):

$$\alpha = \frac{Fl^2}{2EI} - \frac{F_1}{EI}\left(bl + \frac{b^2}{2}\right) > 0,$$

$$\frac{Fl^2 b}{2EI} - \frac{F_1}{EI}\left(b^2 l + \frac{b^3}{3}\right) \leqslant \Delta \begin{cases} < \text{Atunci când } F_1 = 0 \\ = \text{Atunci când } F_1 > 0 \end{cases}$$

$$f = \frac{F}{EI}\left(\frac{bl^2}{2} + \frac{l^3}{3}\right) - \frac{F_1}{EI}\left(\frac{bl^2}{2} + b^2 l + \frac{b^3}{3}\right)$$

Comportarea unui astfel de sistem poate fi redată prin schema din figura 11.

3. *Cazul și mai simplu.* Poate fi considerat acela când lungimea lagărului tinde spre zero (fig. 12).

In acest caz, condițiile se simplifică în felul următor:

$$\alpha = \frac{Fl^2}{16EI} - \frac{mL}{2EI} \geqslant 0,$$

$$\left(\frac{Fl^2}{16EI} - \frac{mL}{2EI}\right) b \leqslant \Delta \begin{cases} < \text{când } m = 0 \\ = \text{când } m > 0 \end{cases}$$

$$f = \frac{Fl^3}{48EI} - \frac{mL^2}{8EI}.$$

Rezultatele acestor calcule pot fi redate prin schema din figura 13.

Considerentele de până acum permit o concluzie interesantă asupra stabilizării frecvenței proprii.

Pentru această frecvență, formula aproximativă este

$$\omega^2 = \frac{g}{f}.$$

In realitate, apar doi factori care anihilează variația frecvenței, și anume greutatea proprie și efectul de încastrare. Astfel, diagrama frecvențelor poate fi reprezentată ca în figura 14.

Aceste considerente sunt importante, în special în cazul aşchierii rapide, unde vibrațiile puternice în anumite regiuni constitue unul din principalele inconveniente.

IV. FORȚELE ÎN PUNCTELE DE SPRIJIN

In cazul ghidajelor mașinilor-unelte, momentele în punctele de sprijin sunt realizate prin forțele normale și tangențiale pe suprafețele ghidajelor.

Cele trei cazuri elementare ale acestor ghidaje sunt:

a) Ghidajele punctuale (idealizate)

b) Ghidajele dublu orientate, fără frecare

c) Ghidajele dublu orientate, cu frecare,

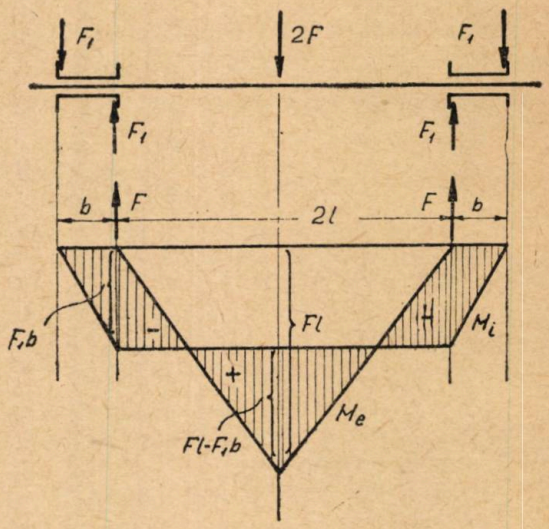


Fig. 9

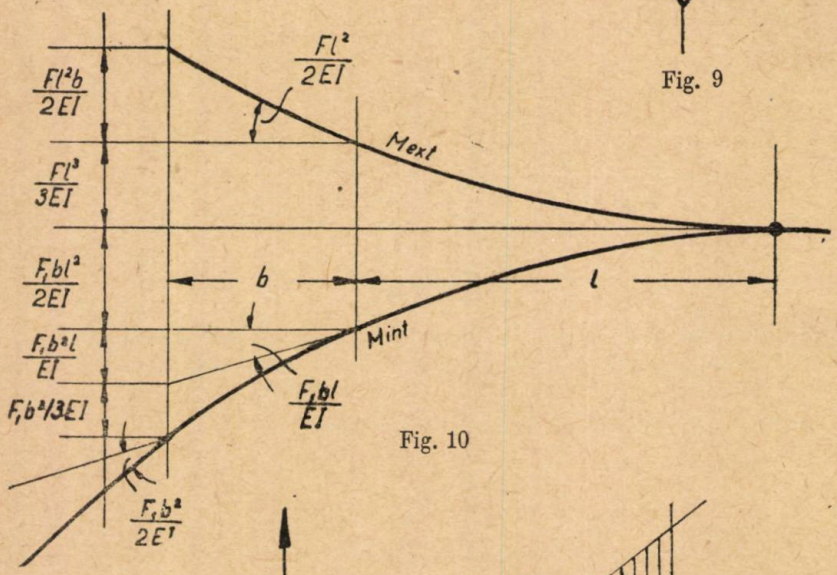


Fig. 10

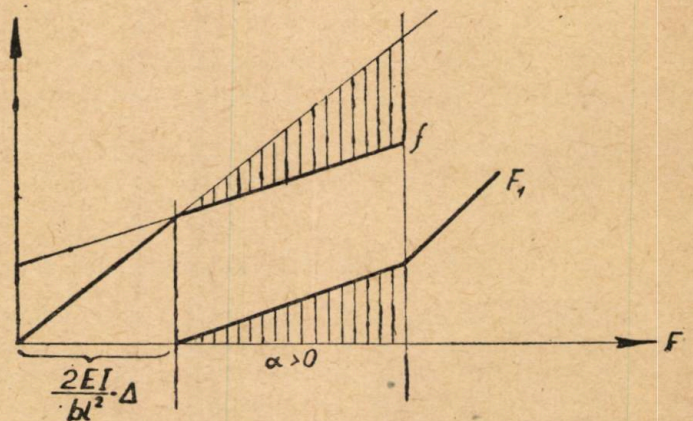


Fig. 11

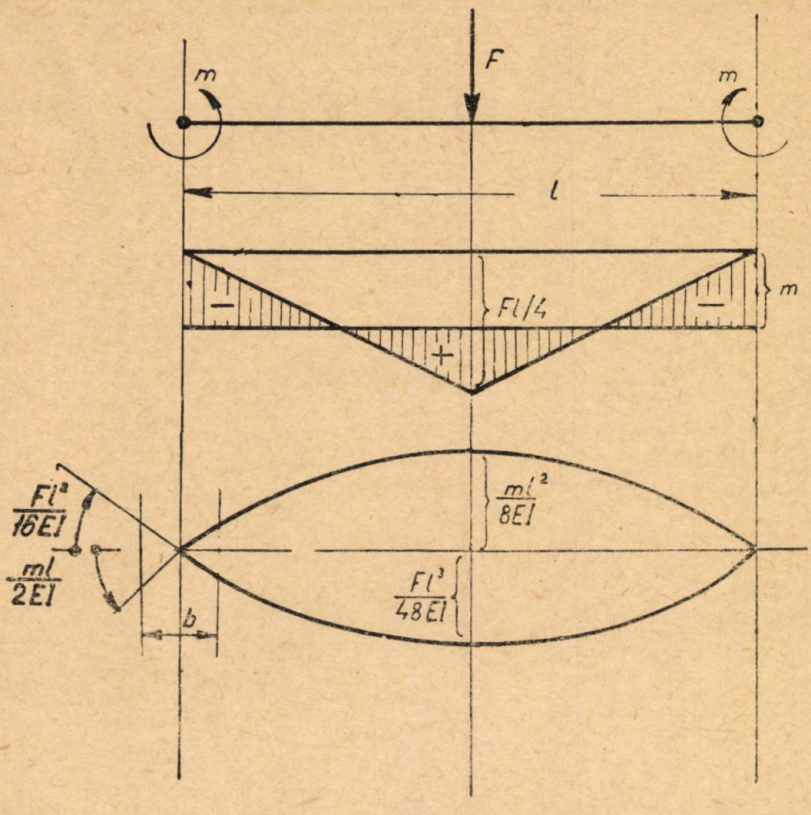

m
F
m
l
Fl/4
m
Fl²/16EI
ml/2EI
b
ml²/8EI
Fl³/48EI

Fig. 12

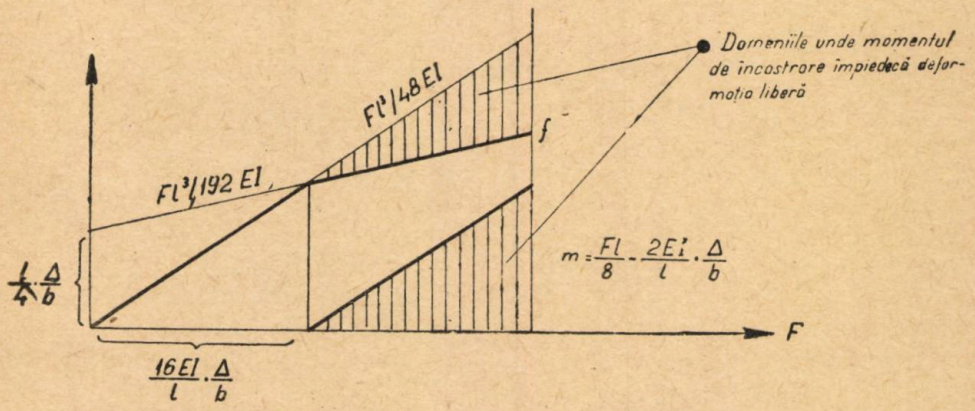

Fl³/48EI
Fl³/192 EI
f
Domeniile unde momentul de încastrare împiedecă deformația liberă
m = Fl/8 · 2EI/l · Δ/b
l/4 · Δ/b
16EI/l · Δ/b
F

Fig. 13

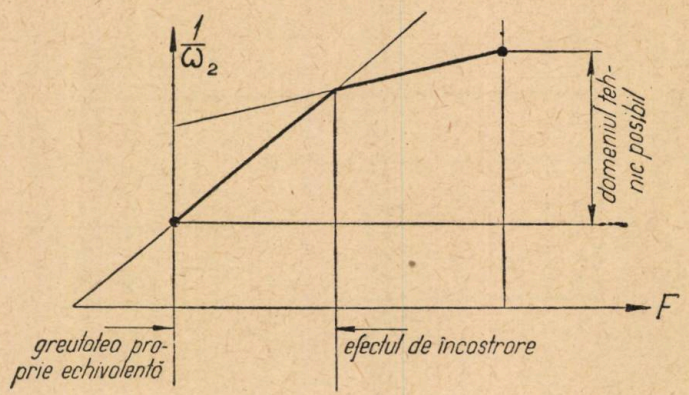

1/ω2
domeniul tehnic posibil
F
greutatea proprie echivalentă
efectul de încostrore

Fig. 14

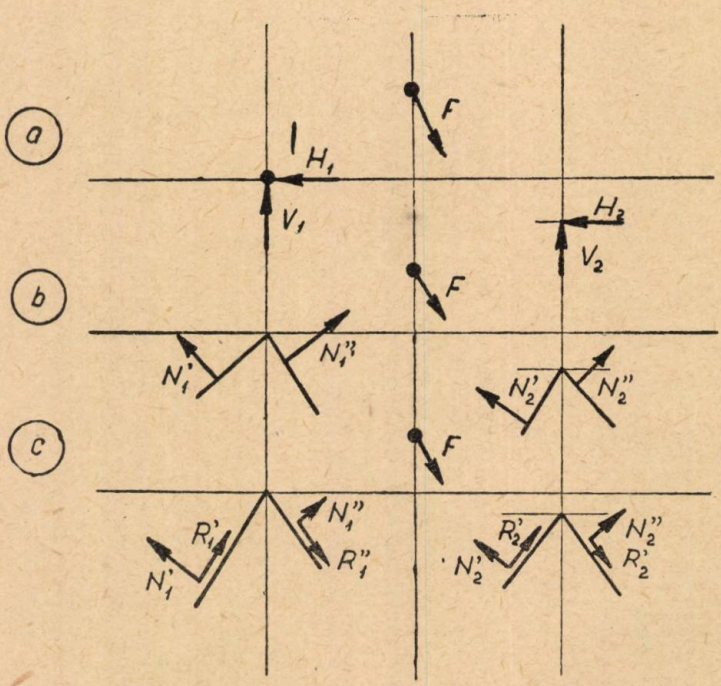

a
b
c
F
H1
V1
H2
V2
F
N1'
N1''
N2'
N2''
F
R1'
N1''
N1'
R1''
R2'
N2''
N2'
R2''

Fig. 15

Aceste cazuri sunt redate în schema din figura 15.

Şi aici fenomenele pot fi mai clare prin analiza unui caz simplu, unde, prin corecturi succesive, pot fi cercetate şi cazurile reale.

Pentru un ghidaj dublu orientat cu frecare, avem schema din figura 16 (socotind măsurarea unghiurilor dela direcţia forţei exterioare F (fig. 15).

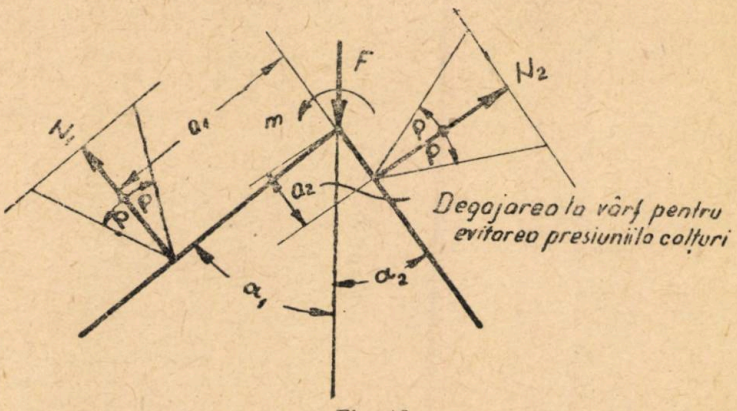


Fig. 16

Analiza diferitelor posibilităţi, în ceea ce priveşte repartizarea forţelor de frecare şi deplasarea punctelor de sprijin, arată aspectele, redate în schema din figura 17.

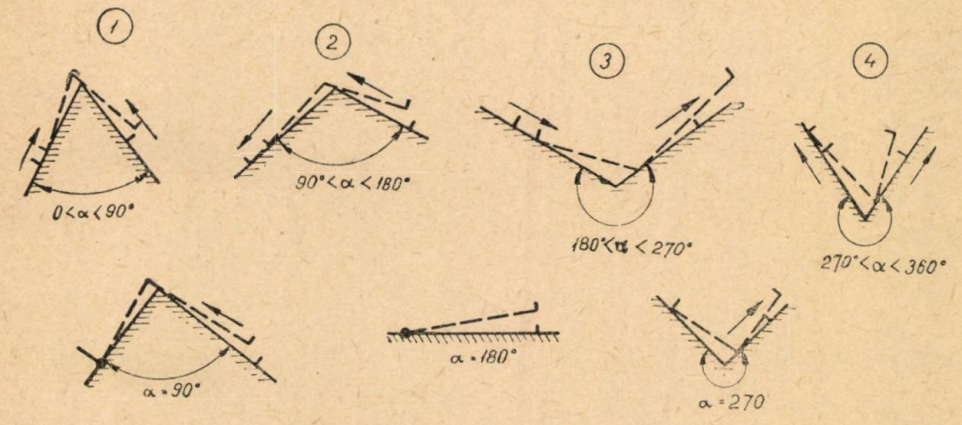


Fig. 17

Calculul grafic şi numeric al echilibrului, cu rezultatele lui, este arătat mai jos (fig. 18, fig. 19, fig. 20 şi tabloul Nr. 1).

Rezultatele cercetărilor pot pune pe constructori în faţa următoarelor alternative:

a) Reducerea deformaţiilor şi, în consecinţă, mărirea preciziei, prin introducerea momentelor de încastrare

b) Reducerea uzurii şi, în consecinţă, mărirea duratei de viaţă, prin eliminarea momentelor de încastrare.

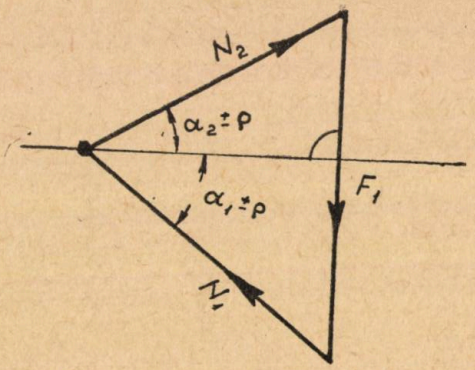


Fig. 18

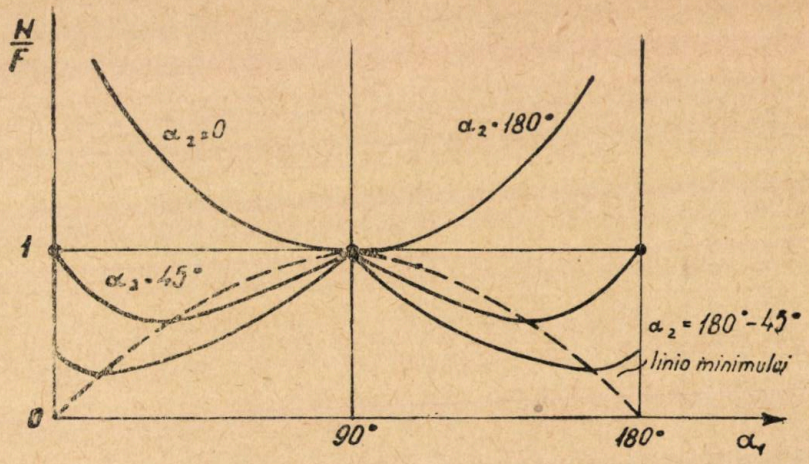


Fig. 19

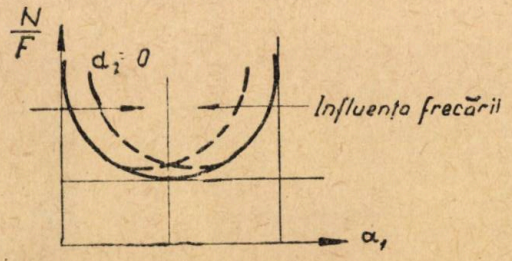


Fig. 20

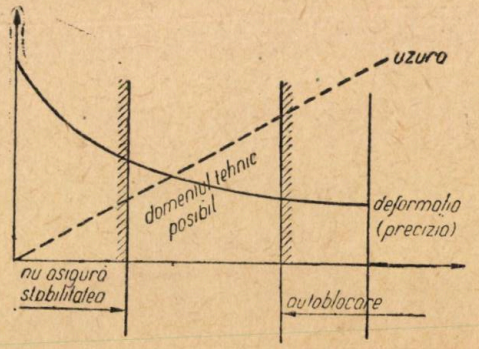


Fig. 21

Ambele variante sunt rezolvabile prin măsuri constructive şi poziţia lor este redată prin schema din figura 21.

Tabloul Nr. 1

$\alpha_1 + \alpha_2 < 90^0$	$\alpha_1 + \alpha_2 > 90^0$
$\frac{m}{Fa_1} = \frac{\cos\rho \cdot \cos(\alpha_2 - \rho)}{\sin(\alpha_1 + \alpha_2 - 2\rho)}$	$\frac{\cos\rho \cdot \cos(\alpha_2 - \rho)}{\sin(\alpha_1 + \alpha_2)}$
$\frac{N_1}{F} = \frac{\cos\rho \cdot \cos(\alpha_2 - \rho)}{\sin(\alpha_1 + \alpha_2 - 2\rho)}$	$\frac{\cos\rho \cdot \cos(\alpha_2 - \rho)}{\sin(\alpha_1 + \alpha_2)}$
$\frac{N_2}{F} = \frac{\cos\rho \cdot \cos(\alpha_1 - \rho)}{\sin(\alpha_1 + \alpha_2 - 2\rho)}$	$\frac{\cos\rho \cdot \cos(\alpha_1 + \rho)}{\sin(\alpha_1 + \alpha_2)}$

V. DETALIILE CONSTRUCTIVE

Imbunătăţirea funcţionării ghidajelor poate fi realizată prin următoarele două măsuri constructive secundare:

a) Degajarea colţurilor (fig. 22)

b) Curbarea ghidajelor (fig. 23)

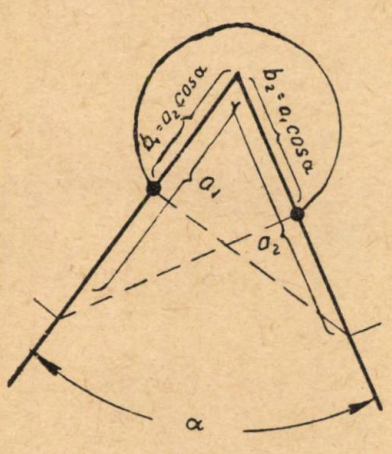


Fig. 22

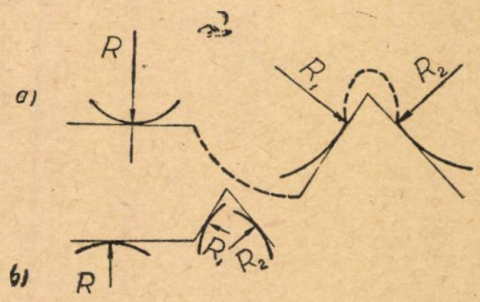


Fig. 23

Luând în considerare, într'o primă etapă, frecarea transversală pe feţele ghidajului, se poate trata problema formei geometrice optime a ghidajelor prismatice la strunguri.

Pentru a ne apropia cât mai mult de notaţiile utilizate curent în proiectare, am introdus unghiurile α şi β *) formate de intersecţia feţelor ghidajului cu un plan orizontal (fig. 24).

*) Notaţii utilizate în [1] şi [2].

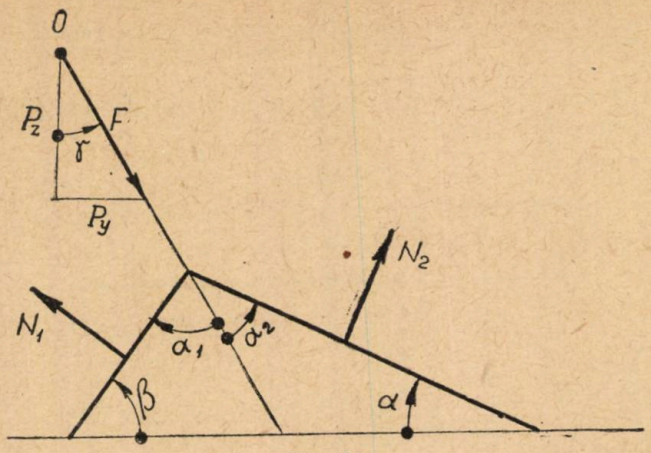


Fig. 24

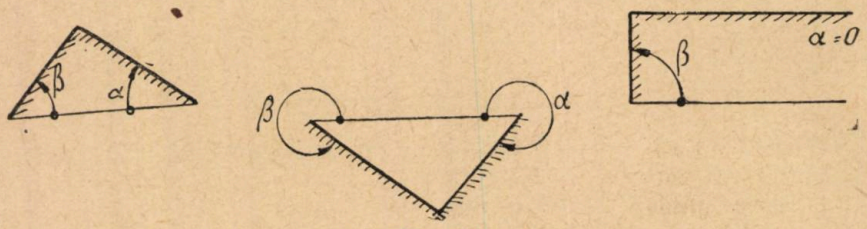


Fig. 25

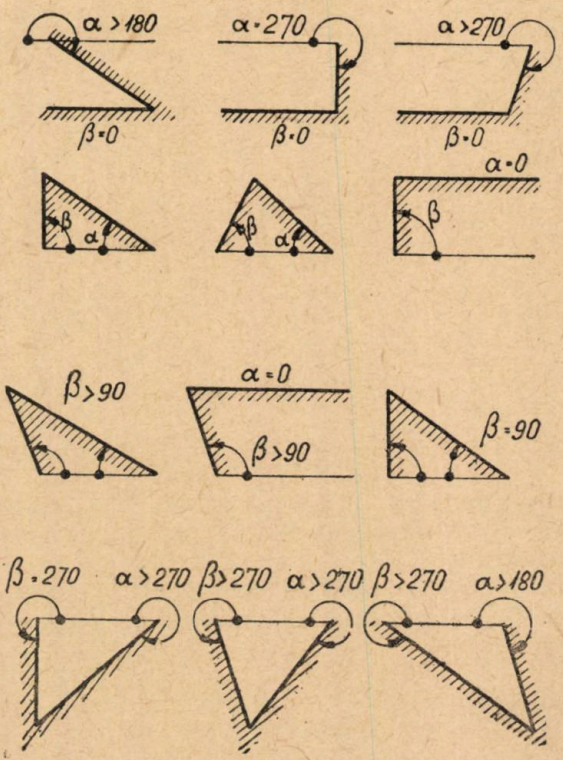


Fig. 26

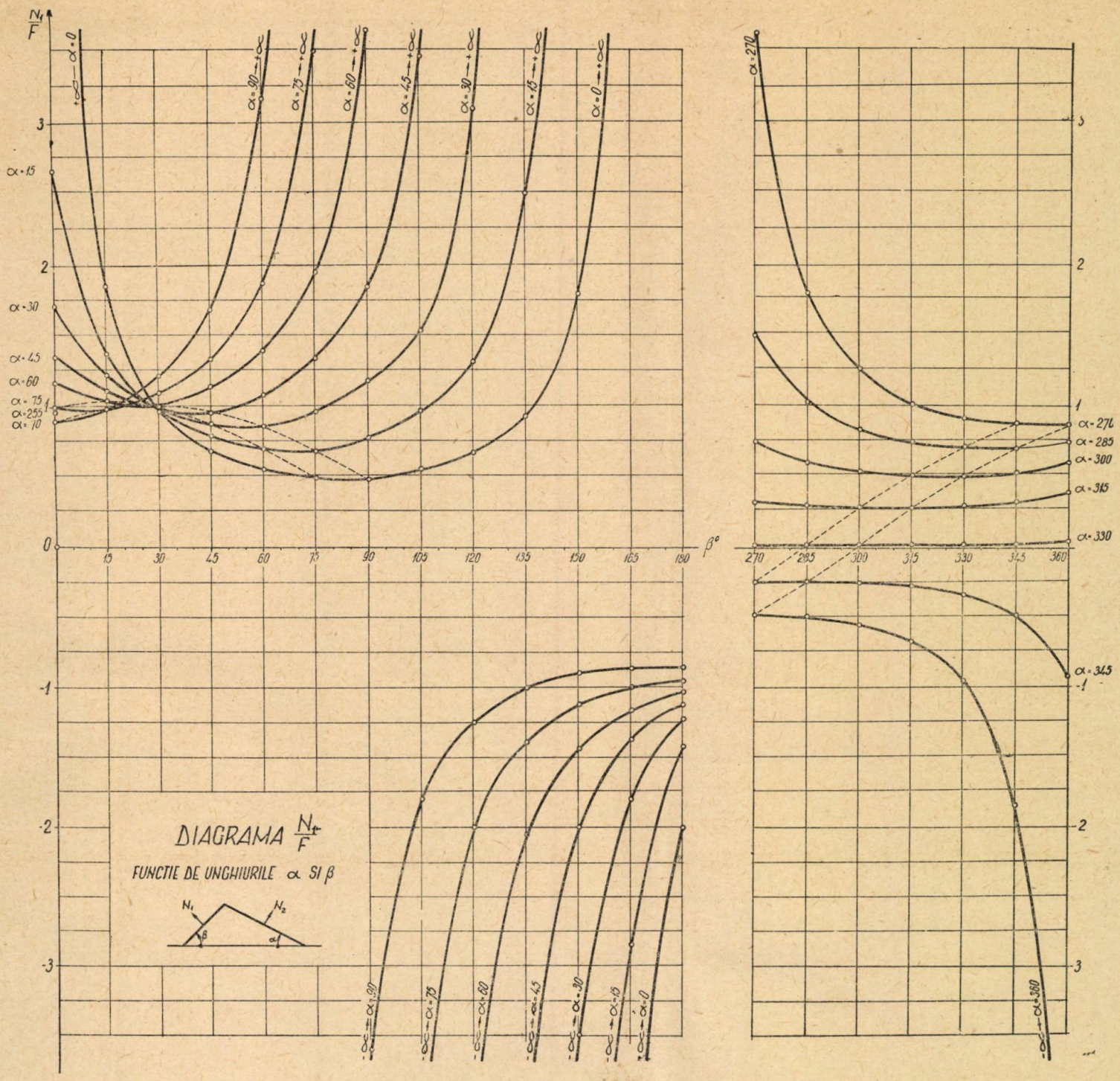


DIAGRAMA $\frac{N_1}{F}$
FUNCTIE DE UNGHIURILE α SI β
$\frac{N_1}{F}$
β°
α = 0 → +∞
α = 90 → +∞
α = 75 → +∞
α = 60 → +∞
α = 45 → +∞
α = 30 → +∞
α = 15 → +∞
α = 0 → +∞
α = 15
α = 30
α = 45
α = 60
α = 75
α = 255
α = 270
α = 285
α = 300
α = 315
α = 330
α = 345
α = 360
N1
N2
β
α

Fig. 27

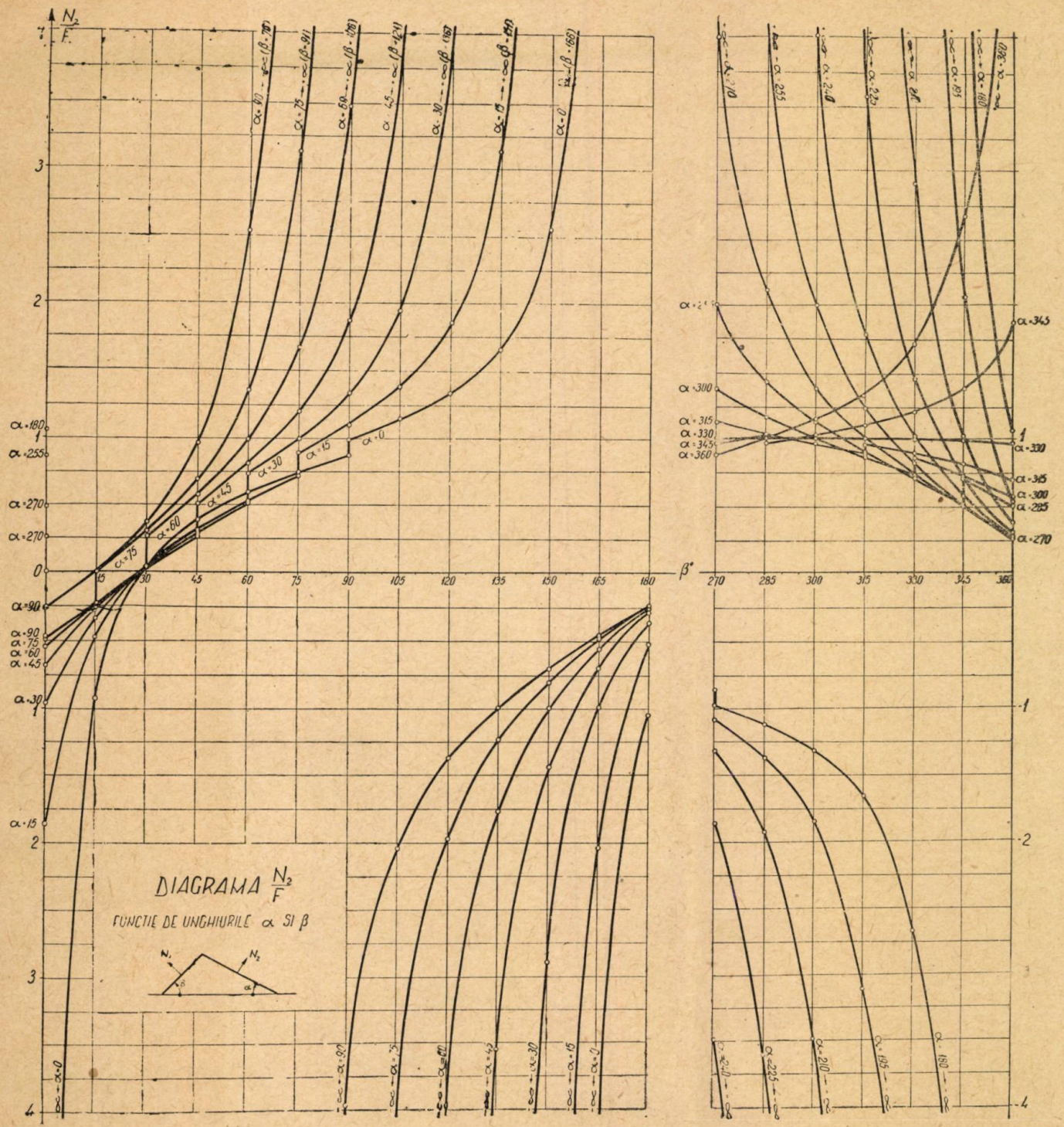


Fig. 28

In acest caz, rapoartele $\frac{N_1}{F}$ și $\frac{N_2}{F}$ sunt date de relațiile:

$$\text{Cazul I } (\alpha+\beta<90^\circ)\quad \begin{cases} \frac{N_1}{F}=\frac{\cos\rho\,\sin(\alpha+\gamma+\rho)}{\sin(\alpha+\beta)}, \\ \frac{N_2}{F}=\frac{\cos\rho\,\sin(\beta-\gamma-\rho)}{\sin(\alpha+\beta)}, \end{cases}$$

$$\text{Cazul II } (\alpha+\beta>90^\circ)\quad \begin{cases} \frac{N_1}{F}=\frac{\cos\rho\,\sin(\alpha+\gamma+\rho)}{\sin(\alpha+\beta+2\rho)}, \\ \frac{N_2}{F}=\frac{\cos\rho\,\sin(\beta-\gamma-\rho)}{\sin(\alpha+\beta+\rho)}, \end{cases}$$

unde γ este unghiul format de direcția forței F cu verticala, iar ρ este unghiul frecării transversale.

Pentru valori ale unghiurilor α și β mai mari de 90°, aceste relații au următoarele domenii de valabilitate:

$$\text{Cazul I}\quad \begin{cases} 270^\circ<\alpha+\beta<450^\circ \\ 630^\circ<\alpha+\beta<810^\circ \end{cases}$$

$$\text{Cazul II}\quad \begin{cases} 90^\circ<\alpha+\beta<270^\circ \\ 450^\circ<\alpha+\beta<630^\circ \end{cases}$$

Luând ca origine de măsurare a unghiurilor α și β un plan orizontal și dând valori dela 0° la 360°, vom obține ghidaje în creastă, jgheab sau plate (fig. 25).

Intervalele în care valorile unghiurilor α și β ne dau ghidaje posibile, ținând seama de direcția forței F, sunt următoarele (fig. 26):

$$\text{I}\quad \begin{cases} \beta=0^\circ \\ 180^\circ<\alpha<360^\circ \end{cases} \qquad \text{III}\quad \begin{cases} 90^\circ\leqslant\beta<180^\circ \\ 0^\circ\leqslant\alpha<90^\circ \end{cases}$$

$$\text{II}\quad \begin{cases} 0<\beta\leqslant90^\circ \\ 0\leqslant\alpha<90^\circ \end{cases} \qquad \text{IV}\quad \begin{cases} 270^\circ\leqslant\beta<360^\circ \\ 180^\circ<\alpha<360^\circ \end{cases}$$

Pentru aceste intervale s'au calculat rapoartele $\frac{N_1}{F}$ și $\frac{N_2}{F}$, luând $\rho=7^\circ$ și $\gamma=22^\circ$ *) (fig. 27 și 28).

Zona valorilor minime ale raportului $\frac{N_1}{F}$ ne dă ghidajele practic utilizabile.

In figurile 27 și 28 se observă că frecarea transversală pe fețele ghidajului produce o discontinuitate a curbelor.

Din gama de ghidaje corespunzătoare zonei raportului $\left(\frac{N_1}{F}\right)_{\min}$, pe baza unor criterii specifice diferitelor categorii de strunguri, se pot determina ghidajele optime.

*) $\frac{P_v}{P_z}=\operatorname{tg}\gamma\simeq 0{,}4$, valoare medie admisă în [3].

De exemplu, în *cazul strungurilor de precizie*, impunem condiţia ca după o durată de funcţionare şi deci de uzură creasta ghidajului să coboare pe aceeaşi verticală (fig. 29).

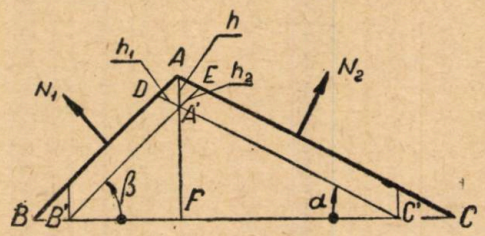


Fig. 29

Pentru ca A' să se afle pe verticala AF, trebue să fie satisfăcută egalitatea

$$L \rho N_1 S_1 = L \rho N_2 S_2 ,$$

unde am notat cu L, lungimea ghidajului longitudinal, cu S_1 suprafaţa $ABB'A'$ şi cu S_2 suprafaţa $AA'C'C$.

Condiţia geometrică pentru ghidajul unui strung de precizie este

$$\frac{N_1}{N_2} = \frac{\operatorname{tg} \beta}{\operatorname{tg} \alpha} .$$

Intervalul pentru care această relaţie este satisfăcută s'a determinat pe cale grafică, găsindu-se (fig. 30)

$$\alpha = 25° \div 35°$$

$$\beta = 50° \div 55°$$

Prin adâncirea mai departe a influenţei acestor parametri (frecarea, deformaţiile şi toleranţele) asupra preciziei ghidajelor, cât şi prin cercetări experimentale, se va putea ajunge la o serie de concluzii cu caracter practic, strâns legate de proiectarea şi îmbunătăţirea calitativă a maşinilor-unelte.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ НАПРАВЛЯЮЩИХ РЕЗЦЕДЕРЖАТЕЛЯ СТАНКОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей статье рассматриваются некоторые элементы, обусловливающие правильную конструкцию направляющих в станках.

После основательной классификации и систематизации возможной конструкции направляющих авторы переходят к исследованию опорных моментов и анализируют различные возможности, связанные с распределением внешних сил, а также сил трения.

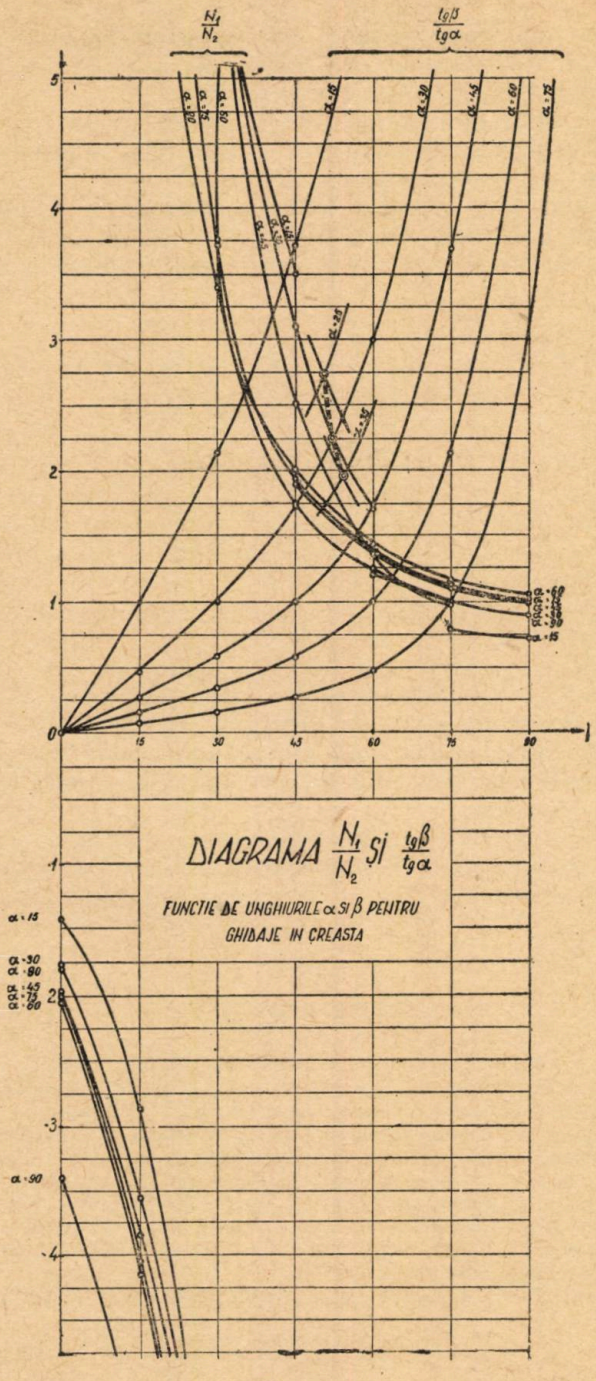

$\frac{N_1}{N_2}$
$\frac{tg\beta}{tg\alpha}$
DIAGRAMA $\frac{N_1}{N_2}$ ȘI $\frac{tg\beta}{tg\alpha}$
FUNCȚIE DE UNGHIURILE α ȘI β PENTRU
GHIDAJE ÎN CREASTĂ

Fig. 30

Если учесть действие трения, то условия равновесия позволят найти несколько основных соотношений, из которых можно вывести затем ряд указаний по деталям конструкции.

Основные соотношения применяются затем к случаям, встречающимся на практике, для отыскания условий, определяющих оптимальные геометрические формы направляющих.

Статья содержит ряд выводов, касающихся распределения давления в направляющих и их износа, а также указывает меры, необходимые для устранения некоторых существующих недостатков направляющих.

ÉTUDE SUR LA PRÉCISION DU GUIDAGE DU SUPPORT PORTE-COUTEAU DES TOURS

(RÉSUMÉ)

On étudie dans cette Note certains éléments qui déterminent les conditions de la construction rationnelle des glissières pour machines-outils.

Après une classification rationnelle et une systématisation des possibilités de construction des glissières, on étudie les moments dans les points d'appui et on analyse les différentes possibilités, par rapport à la répartition des forces extérieures et des forces de frottement.

Les conditions d'équilibre permettent d'obtenir, en tenant compte des effets du frottement, des relations fondamentales, dont on déduit ensuite toute une série d'indications au sujet des détails de construction.

Les relations fondamentales sont appliquées ensuite aux différents cas pratiques et l'on trouve les conditions pour l'établissement de la meilleure forme géométrique des glissières.

La Note présente également toute une série de conclusions au sujet de la répartition de la pression et de l'usure sur les glissières, ainsi que les mesures à prendre en vue d'éviter certaines déficiences actuelles en ce qui concerne les glissières.

BIBLIOGRAFIE

1. N. D. Reşetov, *Rascet detalei stankov.* Maşghiz, Moscova, 1945.
2. N. S. Acerkan, *Rascet i konstruirovanie metalorejuşcih stankov.* Maşghiz, Moscova, 1949.
3. *Tocinosti mehaniceskoi obrabotki i puti eio povişenia.* Pod redacţiei doktora mehaniceskih nauk prof. A. P. Sokolovskovo. Gosudarstvennoe naucino-tehniceskoe izdatelstvo maşinostroitelnoi literaturî, Moscova-Leningrad, 1951, p. 80.
4. — *Maşinostroenie.* Maşghiz, Moscova, 1949, v. II; 1950, v. IX.
5. S. N. Kojevnikov, *Teoria mehanizmov i maşin.* Maşghiz, Moscova, 1949.
6. V. V. Dobrovolski, *Teoria mehanizmov.* Maşghiz, Moscova, 1953.
7. V. A. Dobrovolski, *Detali maşin.* Gosudarstvennoe izdatelstvo mehaniceskoi literaturî Ukrainî. Kiev, 1950.
8. N. I. Bezuhov, *Teoria uprugosti i plasticinosti.* Gostehizdat, Moscova, 1953.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

MAŞINI ŞI MECANISME

LAGĂRE CU ELEMENTE GEOMETRICE VARIABILE

DE

N. TIPEI

Intr'o lucrare precedentă [1], s'a arătat că ecuaţia diferenţială a presiunilor într'un lagăr este

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\delta_1^q \delta^{3-q}}{\mu_1}\frac{\partial p}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\delta_1^q \delta^{3-q}}{\mu_1}\frac{\partial p}{\partial z}\right)=6\left[2\left(V_2\sin\tau_2-V_1\sin\tau_1\right)+\right.$$
$$\left.+\left(V_1\cos\tau_1-V_2\cos\tau_2\right)\frac{\partial\delta}{\partial x}+\delta\frac{\partial\left(V_2\cos\tau_2+V_1\cos\tau_1\right)}{\partial x}\right]=F(x,t), \tag{1}$$

unde x şi z sunt coordonatele faţă de două axe normale fixe, situate pe una din suprafeţe, V_1 şi V_2 sunt vitezele totale ale celor două suprafeţe lubrificate, cuprinse în planuri paralele cu planul director Oxy (Oy fiind normal pe planul tangent în origine la suprafaţa Oxz), δ grosimea filmului de ulei într'un punct oarecare, τ_1 şi τ_2, unghiurile vitezelor V_1 şi V_2 cu Ox, iar μ_1, viscozitatea într'un punct corespunzător grosimii δ_1. In general, s'a admis

$$\mu=\mu_1\left(\frac{\delta}{\delta_1}\right)^q. \tag{2}$$

Soluţia este de forma

$$p=p_1-p^*+b(t)\,z, \tag{3}$$

în care avem

$$\left.\begin{aligned}&\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\delta_1^q \delta^{3-q}}{\mu_1}\frac{\partial p^*}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\delta_1^q \delta^{3-q}}{\mu_1}\frac{\partial p^*}{\partial z}\right)=0,\\ &\text{şi}\\ &\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\delta_1^q \delta^{3-q}}{\mu_1}\frac{\partial p_1}{\partial x}\right)=\mathcal{F}(x,z,t).\end{aligned}\right\} \tag{4}$$

Spre deosebire de cazurile tratate în [1], se va admite că funcţia $F(x, t)$ din (1) depinde şi de z, având forma

$$\mathcal{F}(x,z,t) = \mathcal{F}_1(z) \times \mathcal{F}_2(x,t), \tag{5}$$

iar soluţia p_1 satisface condiţia

$$\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\delta_1^q\, \delta^{3-q}}{\mu_1} \cdot \frac{\partial p_1}{\partial z}\right) = 0. \tag{6}$$

In acest caz, notând cu p_a şi p_b presiunile pe frontiere la cele două extremităţi ale lagărului, admiţând de asemenea că planul Oxy este planul median al palierului şi că b este lăţimea acestuia, constantă şi măsurată în lungul lui Oz [1], rezultă imediat

$$p_1 = b(t) + \frac{\mu_1 \mathcal{F}_1(z)}{\delta_1^q} \int \frac{1}{\delta^{3-q}} \left[\int \mathcal{F}_2(x,t)\, dx + C_1(z,t) \right] dx. \tag{7}$$

Făcând mai departe schimbarea de variabilă $x = r\theta$ pentru suprafeţele de revoluţie, unde r este raza într'o secţiune oarecare paralelă cu Oxy, iar θ unghiul de poziţie măsurat dela punctul în care δ este maxim ($\delta = \delta_1$), sau punând $x = \frac{l}{2}(1 - \cos\theta)$ pentru suprafeţele plane de lungime l (măsurată pe direcţia vitezei relative), se găseşte [1], [2]

$$p_1 = b(t) + F_1(z) \frac{\sum_{n=0}^{\infty} a_n(z,t) \sin n\theta + b_n(z,t) \cos n\theta}{(1 + \alpha \cos\theta)^2}, \tag{8}$$

în care α este excentricitatea relativă, adică raportul distanţei e dintre axele cuzinetului şi fusului şi jocul radial. La palierele circulare, această distanţă este definită prin intersecţiile axelor cu planul secţiunii de rază r.

La palierele plane $\alpha = \frac{\delta_1 - \delta_2}{\delta_1 + \delta_2}$ (δ_2 fiind grosimea minimă peliculei de ulei, la extremitatea aval).

Condiţia (6) arată imediat că a_n şi b_n trebue să satisfacă relaţia

$$\delta_1^q\, \delta^{3-q} \frac{\partial}{\partial z}\left[\mathcal{F}_1(z) \times a_n(b_n) \right] = g_1(\theta,t) \tag{9}$$

Soluţia p^* a ecuaţiei (1) fără membrul al doilea se scrie sub forma

$$p^* = \sum_{m=1}^{\infty} f_{1m}(\theta, t) \times f_{2m}(z, t), \tag{10}$$

iar funcţiile f_{1m} şi f_{2m} sunt date de ecuaţiile

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial^2 f_{1m}}{\partial\theta^2} + \frac{3-q}{\delta} \cdot \frac{\partial\delta}{\partial\theta} \cdot \frac{\partial f_{1m}}{\partial\theta} + r^2 \chi_m(z,t) f_{1m} = 0, \\ \frac{\partial^2 f_{2m}}{\partial z^2} + \frac{3-q}{\delta} \cdot \frac{\partial\delta}{\partial\theta} \cdot \frac{\partial f_{2m}}{\partial z} - \chi_m(z,t) f_{2m} = 0, \end{aligned}\right\} \tag{11}$$

pentru suprafeţele de revoluţie.

Prima ecuaţie (11) se scrie pentru suprafeţele plane

$$\frac{\partial^2 f_{1m}}{\partial \theta^2} + \frac{3-q}{\delta} \cdot \frac{\partial \delta}{\partial \theta} \cdot \frac{\partial f_{1m}}{\partial \theta} + \frac{l^2(z)}{4} \sin^2 \theta \, \chi_m(z,t) f_{1m} = 0, \tag{12}$$

iar a doua rămâne neschimbată.

Pentru ca funcţiile f_{1m} să nu depindă de z, rezultă că funcţiile arbitrare $\chi_m(z, t)$ trebue să îndeplinească condiţiile

$$r^2(z)\chi_m(z,t) = \beta_m(t) \text{ sau } \frac{l^2}{4}\chi_m(z,t) = \beta_m(t). \tag{13}$$

Ecuaţiile (11) nu cuprind decât derivatele funcţiilor f_{1m} şi f_{2m} în raport cu θ sau z. Ele pot fi tratate ca ecuaţii simple cu derivate drepte, dacă se introduc constantele de integrare ca funcţii de timp. S'a găsit în [1] şi [2] că

$$f_{1m} = \frac{\sum_{n=0}^{\infty} A_{mn}(t) \sin n\theta + B_{mn}(t) \cos n\theta}{(1+\alpha\cos\theta)^2}, \tag{14}$$

iar calculul constantelor A_{mn}, B_{mn} se face aşa cum s'a indicat în lucrările citate. Sistemul (11) arată apoi că $\delta(\theta,z,t)$ trebue să îndeplinească condiţiile

$$\frac{1}{\delta}\frac{\partial \delta}{\partial \theta} = h_1(\theta, t) \text{ şi } \frac{1}{\delta}\frac{\partial \delta}{\partial z} = h_2(z, t), \tag{15}$$

de unde

$$\delta = \delta_\theta(\theta, t) \times \delta_z(z, t), \tag{16}$$

relaţie care este aproape întotdeauna satisfăcută în construcţiile mecanice.

Determinarea funcţiei f_{2m} se face prin integrarea în raport cu z a celei de a doua ecuaţii din sistemul (11). Soluţia va depinde de forma funcţiilor $\chi_m(z,t)$ şi $\delta(z,t)$ şi va fi studiată mai departe pentru diferite cazuri.

Pentru găsirea funcţiei f_{1m} există relaţiile de recurenţă

$$\begin{aligned} \mathcal{F}_1(z)\, a_n(z,t) &= h_A(z) \sum_{m=1}^{\infty} A_{mn}(t), \\ \mathcal{F}_1(z)\, b_n(z,) &= h_B(z) \sum_{m=1}^{\infty} B_{mn}(t), \end{aligned} \tag{17}$$

$h_A(z)$ şi $h_B(z)$ fiind funcţii de z ce urmează a fi determinate.

Ecuaţiile (17) arată apoi că a_n şi b_n sunt de forma

$$a_n = \frac{h_A(z)}{\mathcal{F}_1(z)} \mathcal{A}_n(t) \text{ şi } b_n = \frac{h_B(z)}{\mathcal{F}_1(z)} \mathcal{B}_n(t), \tag{18}$$

în care caz condiţiile (9) se scriu

$$\delta_1^q \, \delta^{3-q} \frac{d\, h_{A,B}}{dz} \mathcal{A}_n(t), \mathcal{B}_n(t) = g_1(\theta, t) \tag{19}$$

Dacă se admite că C_1 din ecuaţia (7) nu depinde de z, rezultă imediat

$$\left.\begin{aligned} a_n(z,t) &= \frac{1}{\delta_1^q\ \delta_z^{3-q}}\mathcal{A}_n(t), \\ b_n(z,t) &= \frac{1}{\delta_1^q\ \delta_z^{3-q}}\mathcal{B}_n(t), \end{aligned}\right\} \tag{20}$$

şi

$$h_A(z) = h_B(z) = \frac{\mathcal{F}_1(z)}{\delta_1^q\ \delta_z^{3-q}} \tag{21}$$

Relaţia (19) arată care este forma funcţiilor $h_{A,B}(z)$ pentru care se pot găsi soluţii ale ecuaţiei diferenţiale (1). Mai departe, (21) dă expresia lui $\mathcal{F}_1(z)$, care depinde de rază şi de legea de variaţie a grosimii peliculei de ulei, stabilind astfel relaţia dintre aceste două elemente în cazurile posibile de integrare.

Se observă că pentru suprafeţele conice şi, în general, pentru suprafeţele cu rază variabilă, substituţia $x = r\theta$, $y = y$, $z = z$ nu schimbă ecuaţiile (11), după cum se poate vedea uşor, dacă se ţine seama că f_{1m} depinde numai de x şi f_{2m} numai de z. Sistemul de coordonate θ, y, z este ortogonal, iar coeficienţii lui Lamé sunt

$$H_1 = r(z),\ H_2 = 1,\ H_3 = 1. \tag{22}$$

Axa Ox este reprezentată (fig. 1) printr'un cerc situat într'o secţiune normală pe axa de revoluţie. Se ştie că acest lucru este posibil, dacă se consideră că grosimea peliculei de ulei este mult mai mică decât dimensiunile măsurate după x, z. De asemenea, ecuaţia (1) este valabilă, dacă vitezele V_1 şi V_2 sunt tangente la suprafaţa Oxy, care reprezintă un con coaxial cu suprafaţa lubrificată şi cu generatricele normale pe aceasta. Axa Oz este dirijată în lungul generatricei fusului iar δ se măsoară în fiecare punct după normala la suprafaţa solidă.

Se pot găsi numeroase cazuri de soluţionare a ecuaţiei (1) pe calea arătată, corespunzând la diferite situaţii posibile în practică, adică rază variabilă, joc variabil, sau ambele funcţii de z. Se observă dela început că razele variabile atrag şi vitezele V_1, V_2 variabile.

După cum s'a găsit în alte lucrări [1], [2], pentru lagărele de secţiune circulară, funcţia $\mathcal{F}(x,z,t)$ cuprinde ca factor produsul $r^2\Delta$ (Δ fiind jocul radial, adică diferenţa razelor cuzinetului şi fusului, la fiecare valoare z), iar ceilalţi termeni nu depind de z. Rezultă

$$F_1(z) = r^2\Delta \text{ şi } \delta_z = \Delta, \tag{23}$$

de unde se găseşte imediat

$$h(z) = \frac{r^2}{\delta_1\Delta} \tag{24}$$

iar condiţia (19) se scrie

$$\Delta^2 \frac{d\left(\frac{r^2}{\Delta}\right)}{dz} = \text{const.} \tag{25}$$

Toate palierele pentru care jocul radial şi raza satisfac condiţia (25) pot fi studiate pe această cale, inclusiv în cazurile când forţele şi vitezele variază [3].

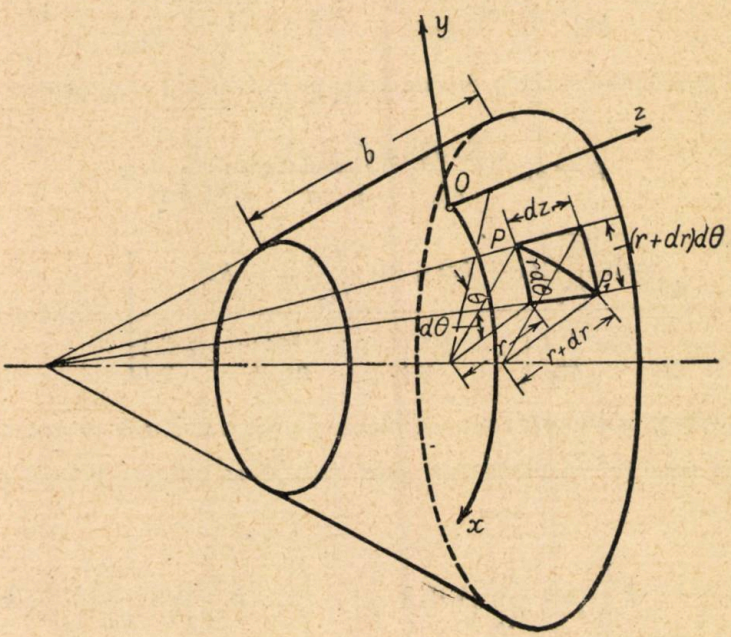


Fig. 1

Printre aceste paliere se vor alege câteva exemple simple caracteristice. Astfel:

1. Raza $r = \text{const.}$, iar jocul variază linear $\Delta = \Delta_0 (1 + kz)$.
2. Jocul $\Delta = \text{const.}$, cu raza variind parabolic $r = r_0 \sqrt{1 + k_1 z}$
3. Raza $r = r_0(1 + k_1 z)^n$ şi $\Delta = \Delta_0(1 + kz)^m$. Relaţia (25) dă imediat

$$(1 + kz)^{m-1} (1 + k_1 z)^{2n-1} \cdot [2nk_1(1 + kz) - mk(1 + k_1 z)] \equiv \text{const.} \qquad (26)$$

de unde rezultă condiţiile $k = k_1$ şi $m = 2n$.

4. Raza $r = r_0 e^{k_1 z}$ şi $\Delta = \Delta_0 e^{kz}$. Se deduce imediat

$$\Delta^3 \frac{\partial}{\partial z} h(z) = (2k_1 - k) \Delta_0 r_0^2 e^{(2k_1 + k)z} = \text{const. sau } k = -2k_1. \qquad (27)$$

In cele ce urmează, se vor da soluţiile complete ale problemei pentru aceste cazuri.

1. Raza constantă $r = r_0$, $\Delta = \Delta_0 (1 + kz)$. Funcţia f_{1m} este dată de relaţia (14), ai cărei coeficienţi se calculează uşor [2]. Pentru valoarea normală, $q = 1$, la uleiuri curente şi cu condiţiile de limită $p = p_0$ când $\theta = 0$ şi $\theta = \pi$, suma dela numărătorul fracţiei (14) se reduce la doi termeni.

A doua ecuaţie (11) se scrie, punând $1 + kz = Z$,

$$\frac{\partial^2 f_{2m}}{\partial Z^2} + \frac{2}{Z} \frac{\partial f_{2m}}{\partial Z} - \frac{\beta_m}{r_0^2} f_{2m} = 0, \qquad (28)$$

sau

$$f_{2m} = \frac{1}{1+kz}\left[C_1(t)\,\mathrm{sh}\,\frac{\sqrt{\beta_m}}{kr_0}(1+kz)+C_2(t)\,\mathrm{ch}\,\frac{\sqrt{\beta_m}}{kr_0}(1+kz)\right], \tag{29}$$

iar ecuația presiunilor rezultă, cu condițiile pe frontiere $p = p_0$ pentru $z = \pm\frac{b}{2}$

$$p = p_0 + \frac{6\mu_1 r_0^2}{\delta_{20}^2}\cdot\frac{\alpha(1-\alpha)^2}{1+\alpha}\cdot\frac{1}{(1+kz)^2}\times$$

$$\times\left[1-\frac{1+kz}{1+k\frac{b}{2}}\frac{A\,\mathrm{sh}\,\frac{\sqrt{\beta_{1A}}}{kr_0}(1+kz)+\mathrm{ch}\,\frac{\sqrt{\beta_{1A}}}{kr_0}(1+kz)}{A\,\mathrm{sh}\,\frac{\sqrt{\beta_{1A}}}{kr_0}\left(1+k\frac{b}{2}\right)+\mathrm{ch}\,\frac{\sqrt{\beta_{1A}}}{kr_0}\left(1+k\frac{b}{2}\right)}\right]\times U(\theta)\times\Omega(t), \tag{30}$$

în care δ_{20} este grosimea stratului de ulei în punctul $z = 0$, $\theta = \pi$; constanta A rezultă din condiția ca paranteza mare (30) să se anuleze pentru $z = \pm\frac{b}{2}$, adică

$$A = \frac{\left(1+k\frac{b}{2}\right)\mathrm{ch}\,\frac{\sqrt{\beta_{1A}}}{kr_0}\left(1+k\frac{b}{2}\right)-\left(1-k\frac{b}{2}\right)\mathrm{ch}\,\frac{\sqrt{\beta_{1A}}}{k_{r0}}\left(1-k\frac{b}{2}\right)}{\left(1-k\frac{b}{2}\right)\mathrm{sh}\,\frac{\sqrt{\beta_{1A}}}{kr_0}\left(1-k\frac{b}{2}\right)-\left(1+k\frac{b}{2}\right)\mathrm{sh}\,\frac{\sqrt{\beta_{1A}}}{kr_0}\left(1+k\frac{b}{2}\right)}. \tag{31}$$

$U(\theta)$ are expresia

$$U(\theta) = \left\{1+\left[0{,}0314+1{,}254\alpha-k_{2A}(22{,}68-19{,}2\alpha)\frac{A_{21}}{A_{11}}\right]\cos\theta\right\}\frac{\sin\theta}{(1+\alpha\cos\theta)^2} \tag{32}$$

și

$$k_{2A} = \frac{1-\frac{1}{1+k\frac{b}{2}}\cdot\frac{A\,\mathrm{sh}\,\frac{2}{kr_0}+\mathrm{ch}\,\frac{2}{kr_0}}{A\,\mathrm{sh}\,\frac{2}{kr_0}\left(1+k\frac{b}{2}\right)+\mathrm{ch}\,\frac{2}{kr_0}\left(1+k\frac{b}{2}\right)}}{1-\frac{1}{1+k\frac{b}{2}}\cdot\frac{A\,\mathrm{sh}\,\frac{1}{kr_0}+\mathrm{ch}\,\frac{1}{kr_0}}{A\,\mathrm{sh}\,\frac{1+k\frac{b}{2}}{kr_0}+\mathrm{ch}\,\frac{1+k\frac{b}{2}}{kr_0}}}. \tag{33}$$

iar $\Omega(t)$ depinde de ansamblul cinematic al mașinii; pentru diferitele cazuri interesante în tehnică s'au dat expresiile corespunzătoare [1], [2], [3].

In figura 2 s'a trasat diagrama de variaţie a presiunilor în funcţie de z, pentru o valoare constantă a lui θ (într'un plan meridian), o alungire $\lambda = \frac{b}{2r_0} = 1$ şi pentru un raport al jocurilor la capetele lagărului $\frac{\Delta_2}{\Delta_1} = 2$

$$Cp_z = \frac{p - p_0}{\frac{6\mu_1 r_0^2}{\delta_{20}^2} \cdot \frac{\alpha(1-\alpha)^2}{1+\alpha} \cdot U(\theta) \cdot \Omega(l)} \cdot \tag{34}$$

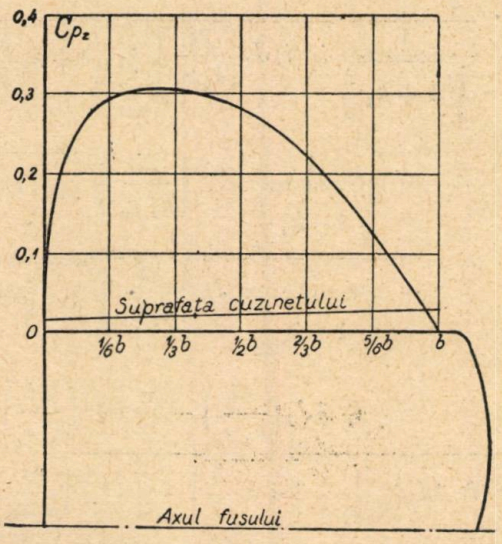


Fig. 2

După cum era de aşteptat, presiunile ridicate sunt concentrate în regiunea jocurilor reduse, distribuţia fiind asimetrică faţă de planul median al lagărului. Valoarea maximă a coeficientului Cp_z este 0,302 faţă de 0,352 pentru lagărul cu rază constantă şi joc $\Delta = \Delta_0$, de asemenea constant pe toată lungimea fusului.

2. Jocul Δ constant şi $r = r_0\sqrt{1 + k_1 z}$. Pentru funcţia f_{1m} şi pentru condiţiile la limită sunt valabile observaţiile anterioare (punctul 1) atât în acest caz cât şi în cele următoare; în consecinţă, nu se va mai studia decât repartiţia presiunilor într'un plan meridian (în lungul axei Oz).

Ţinând seama de (13), ecuaţia a doua (11) este

$$\frac{\partial^2 f_{2m}}{\partial z^2} - \frac{\beta_m}{r_0^2} \cdot \frac{1}{1 + k_1 z} f_{2m} = 0, \tag{35}$$

a cărei soluție este dată de funcțiile Bessel și Hankel de prima speță, de indice unu, cu argument imaginar

$$f_{2m} = \sqrt{1 + k_1 z}\left\{(-\mathrm{i})\, C_1(t) J_1\left(\frac{2i}{k_1 r_0}\sqrt{\beta_m(1 + k_1 z)}\right) - \right.$$
$$\left. - C_2(t)\frac{\pi}{2} H_1^{(1)}\left(\frac{2i}{k_1 r_0}\sqrt{\beta_m\left(1 + k_1 z\right)}\right)\right\} \qquad (36)$$

Se deduce mai departe

$$A = \frac{C_1(t)}{C_2(t)} = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\dfrac{1}{\sqrt{1+k_1\frac{b}{2}}} H_1^{(1)}\left[\dfrac{2i}{k_1 r_0}\sqrt{\beta_{1A}\left(1 + k_1\frac{b}{2}\right)}\right] -}{\dfrac{1}{\sqrt{1 + k_1\frac{b}{2}}}(-i) J_1\left[\dfrac{2i}{k_1 r_0}\sqrt{\beta_{1A}\left(1+ k_1\frac{b}{2}\right)}\right] +}$$
$$\frac{- \dfrac{1}{\sqrt{1-k_1\frac{b}{2}}} H_1^{(1)}\left[\dfrac{2i}{k_1 r_0}\sqrt{\beta_{1A}\left(1 - k_1\frac{b}{2}\right)}\right]}{+ \dfrac{i}{\sqrt{1 - k_1\frac{b}{2}}} J_1\left[\dfrac{2i}{k_1 r_0}\sqrt{\beta_{1A}\left(1 - k_1\frac{b}{2}\right)}\right]} \qquad (37)$$

$$k_{2A} = \frac{1 - \left(1+k_1\frac{b}{2}\right)\dfrac{(-i) AJ_1\left(\frac{4i}{k_1 r_0}\right) - \frac{\pi}{2} H_1^{(1)}\left(\frac{4i}{k_1 r_0}\right)}{(-i) AJ_1\left(\frac{4i}{k_1 r_0}\sqrt{1+k_1\frac{b}{2}}\right) - \frac{\pi}{2} H_1^{(1)}\left(\frac{4i}{k_1 r_0}\sqrt{1+k_1\frac{b}{2}}\right)}}{1 - \left(1+k_1\frac{b}{2}\right)\dfrac{(-i) AJ_1\left(\frac{2i}{k_1 r_0}\right) - \frac{\pi}{2} H_1^{(1)}\left(\frac{2i}{k_1 r_0}\right)}{(-i) AJ_1\left(\frac{2i}{k_1 r_0}\sqrt{1+k_1\frac{b}{2}}\right) - \frac{\pi}{2} H_1^{(1)}\left(\frac{2i}{k_1 r_0}\sqrt{1+k_1\frac{b}{2}}\right)}}$$

și notând cu f_2 valoarea lui f_{2m} pentru $\beta_m = \beta_{1A}$ (33) rezultă ecuația presiunilor

$$p = p_0 + \frac{6\mu_1 r_0^2}{\delta_{20}} \frac{\alpha(1-\alpha)^2}{1+\alpha} (1 + k_1 z)\left[1 - \frac{1 + k_1\frac{b}{2}}{1 + k_1 z} \cdot \frac{f_2(z)}{f_2\left(\frac{b}{2}\right)}\right] \times U(\theta) \times \Omega(t) \qquad (38)$$

cu U (θ) dat de (32) și k_{2A} din (37).

Coeficientul Cp_z, pentru un plan meridian oarecare (34), este reprezentat în funcție de z în diagrama din figura 3, în cazul alungirii $\lambda = \dfrac{b}{2r_0} = 1$ și cu raportul razelor extremale $\dfrac{r_2}{r_1} = 2$. Se vede din această diagramă că presi-

unile mai ridicate se găsesc în regiunea cu raze mari, pentru care jocul relativ $\psi = \frac{\Delta_0}{r}$ are valori mai scăzute.

Rezultatul este în concordanță cu rezultatele cunoscute pentru lagărele cu elemente geometrice constante, la care se știe că presiunile cresc când jocul relativ scade [2]; spre deosebire de cazul studiat, aceste presiuni sunt însă simetrice față de planul median, dacă jocul și raza rămân constante în lungul axei.

Spre a se putea simplifica expresia lui $U(\theta)$ sub forma dată de (32), s'a arătat [2] că este necesar ca expresiile

$$Cp_z = (1 + k_1 z) \cdot \left[1 - \frac{1 + k_1 \frac{b}{2}}{1 + k_1 z} \cdot \frac{f_{2m}(z)}{f_{2m}\left(\frac{b}{2}\right)} \right] \tag{39}$$

să aibă în general aceeași alură, la diferite valori β_m. Pe diagrama din figura 3 s'a trasat, la o altă scară, variația lui Cp_z și pentru valoarea $\beta_m = 8$, pe lângă prima diagramă corespunzătoare lui $\beta_m = \beta_{1A} \cong 1$. Se vede că diferențele nu sunt mari, fapt care justifică forma utilizată pentru $U(\theta)$ [2], cu atât mai mult cu cât valoarea maximă a lui β_m este $\beta_m = 4$, deci mult mai apropiată de $\beta_{1A} \cong 1$.

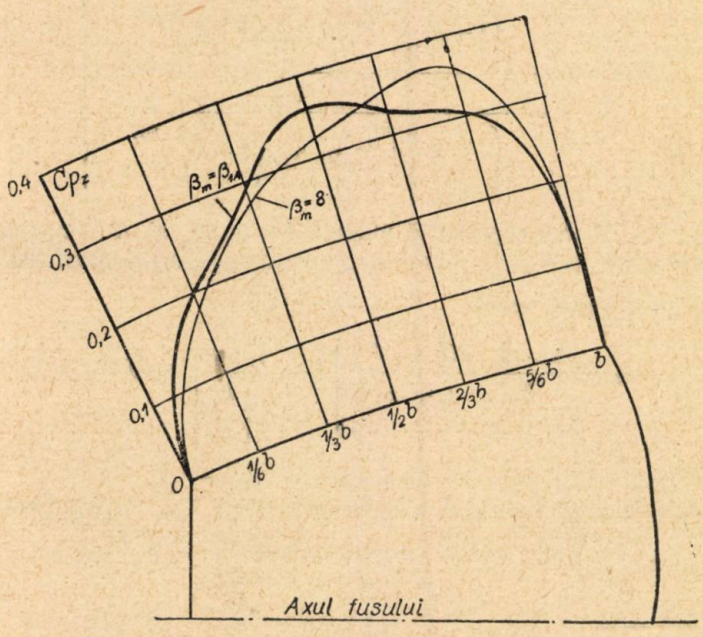


Fig. 3

Valoarea maximă a lui Cp_z pentru cazul $\Delta = \Delta_0$, $r = r_0\sqrt{1 + k_1 z}$ este $Cp_{z\ max} = 0{,}355$, deci foarte apropiată de maximul (0,352) găsit la lagărele cu elemente geometrice constante. Repartiția presiunilor diferă însă sensibil.

3. Raza şi jocul variabil în lungul axului, $r = r_0(1 + kz)$ şi $\Delta = \Delta_0(1+kz)^2$, $(m = 2n = 2)$. Ecuaţia a doua (11) este

$$\frac{\partial^2 f_{2m}}{\partial z^2} + \frac{4k}{1+kz}\frac{\partial f_{2m}}{\partial z} - \frac{\beta_m}{r_0^2}\cdot\frac{f_{2m}}{(1+kz)^2} = 0. \tag{40}$$

Notând

$$m_1,\ m_2 = -\frac{3}{2} \pm \sqrt{\frac{9}{4} + \frac{\beta_m}{k^2 r_0^2}} \tag{41}$$

soluţia acestei ecuaţii se poate scrie

$$f_{2m} = C_1(t)(1 + kz)^{m_1} + C_2(t)(1 + kz)^{m_2} \tag{42}$$

şi, în mod analog cu cazurile precedente, rezultă constantele

$$\left.\begin{aligned} A &= \frac{C_1(t)}{C_2(t)} = \frac{\left(1-k\frac{b}{2}\right)^{m_2} - \left(1+k\frac{b}{2}\right)^{m_2}}{\left(1+k\frac{b}{2}\right)^{m_2} - \left(1-k\frac{b}{2}\right)^{m_1}}, \\ k_{2A} &= \frac{1 - \dfrac{1 + A_{4A}}{\left(1+k\frac{b}{2}\right)^{m_{24}} + A_{4A}\left(1+k\frac{b}{2}\right)^{m_{14}}}}{1 - \dfrac{1 + A_{1A}}{\left(1+k\frac{b}{2}\right)^{m_{21}} + A_{1A}\left(1+k\frac{b}{2}\right)^{m_{11}}}}, \end{aligned}\right\} \tag{43}$$

în care m_{24}, m_{14} şi A_{4A} reprezintă valorile lui m_2 m_1 şi A corespunzătoare la $\beta_m = 4$, iar m_{21}, m_{11} şi A_{1A} sunt aceleaşi constante calculate pentru $\beta_m = \beta_{1A}$ (33).

Ecuaţia presiunilor va fi

$$p = p_0 + \frac{6\mu_1 r_0^2}{\delta_{20}^2}\cdot\frac{\alpha(1-\alpha)^2}{1+\alpha}\cdot\left[1 - \frac{f_2(z)}{f_2\left(\frac{b}{2}\right)}\right] \times U(\theta) \times \Omega(t), \tag{44}$$

în care $f_2(z)$ reprezintă expresia lui f_{2m} pentru $\beta_m = \beta_{1A}$.

In diagrama din figura 4 s'a trasat curba $Cp_z = f(z)$ pentru lagărele conice cu joc variabil, având alungirea $\lambda = \dfrac{b}{2r_0} = 1$ şi raportul razelor la extremităţi $\dfrac{r_2}{r_1} = 2$.

Se observă că, deoarece jocul relativ rămâne constant, disimetria în distribuţia presiunilor faţă de mijlocul generatricei fusului este redusă. Maximul $Cp_{z\,\max} = 0{,}360$ este puţin mai ridicat decât în cazul lagărului cilindric cu joc constant. Ca şi în cazul precedent, s'au calculat şi valorile coeficientului Cp_z cu

$\beta_m = 8$, ale cărui valori, reduse la scară, au fost însemnate prin puncte pe diagramă. Se vede că aceste puncte se aşează pe o curbă cu o alură apropiată de aceea corespunzătoare parametrului $\beta_m = \beta_{1A}$ şi deci utilizarea expresiei simplificate a lui $U(\theta)$, după formula (32), este deplin justificată.

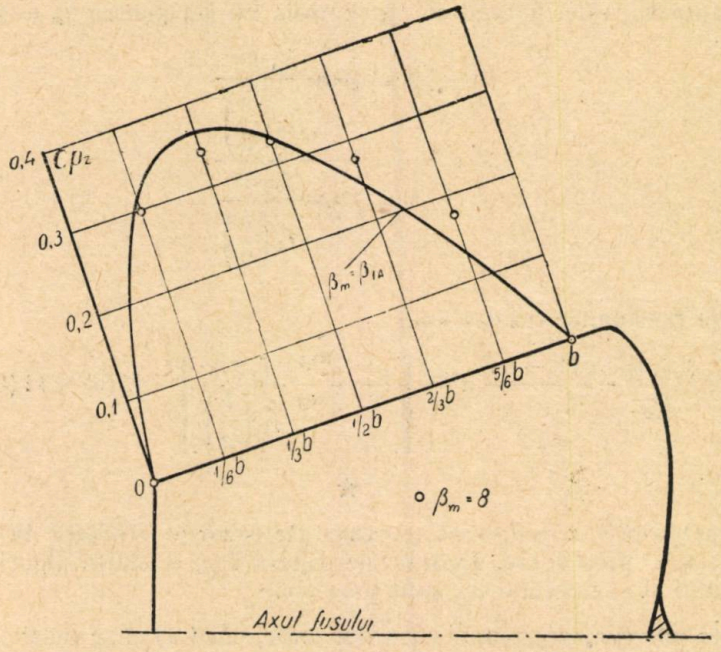


Fig. 4

4. Raza şi jocul variabil $r = r_0 e^{k_1 z}$ şi $\Delta = \Delta_0 e^{-2k_1 z}$. Spre deosebire de cazul precedent, la aceste lagăre jocul variază în sens invers cu raza. Ecuaţia în f_{2m} va fi

$$\frac{\partial^2 f_{2m}}{\partial z^2} - 4k_1 \frac{\partial f_{2m}}{\partial z} - \frac{\beta_m}{r_0^2} e^{-2k_1 z} f_{2m} = 0 \tag{45}$$

de unde

$$f_{2m} = e^{2k_1 z}\left\{ C_1(t) I_2\left(\frac{\sqrt{\beta_m}}{k_1 r_0} e^{-k_1 z}\right) + C_2(t) K_2\left(\frac{\sqrt{\beta_m}}{k_1 r_0} e^{-k_1 z}\right)\right\}, \tag{46}$$

în care I_2 şi K_2 sunt funcţiile Bessel de indice doi şi argument imaginar, definite prin relaţiile cunoscute

$$\left.\begin{aligned} I_2\left(\frac{\sqrt{\beta_m}}{k_1 r_0} e^{-k_1 z}\right) &= -J_2\left(i\frac{\sqrt{\beta_m}}{k_1 r_0} e^{-k_1 z}\right), \\ K_2\left(\frac{\sqrt{\beta_m}}{k_1 r_0} e^{-k_1 z}\right) &= -\frac{\pi i}{2} H_2^{(1)}\left(i\frac{\sqrt{\beta_m}}{k_1 r_0} e^{-k_1 z}\right), \end{aligned}\right\} \tag{47}$$

J_2 şi $H_2^{(1)}$ fiind funcţiile Bessel şi Hankel de prima speţă, de indice doi. Scriind mai departe relaţia $e^{3k_1 b} f_2\left(-\frac{b}{2}\right) = e^{-3k_1 b} f_2\left(\frac{b}{2}\right)$, în care f_2 este valoarea lui f_{2m} pentru $\beta_m = \beta_{1A}$, se găseşte raportul constantelor $A = \frac{C_1(t)}{C_2(t)}$.

Constanta k_{2A} este, notând cu f_{24} expresia lui f_{2m} pentru $\beta_m = 4$,

$$k_{2A} = \frac{1 - e^{3k_1 b} \dfrac{f_{24}(0)}{f_{24}\left(\frac{b}{2}\right)}}{1 - e^{3k_1 b} \dfrac{f_2(0)}{f_2\left(\frac{b}{2}\right)}} \tag{48}$$

Ecuaţia presiunilor rezultă apoi

$$p = p_0 + \frac{6\mu_1 r_0^2}{\delta_{20}^2} \cdot \frac{\alpha(1-\alpha)^2}{1+\alpha} e^{6k_1 z} \left[1 - \frac{e^{3k_1 b}}{e^{6k_1 z}} \frac{f_2(z)}{f_2\left(\frac{b}{2}\right)}\right] \times U(\theta) \times \Omega(t). \tag{49}$$

★

In figura 5 *a*, *b*, *c* şi *d*, sunt reprezentate cazurile studiate în particular în paragrafele precedente. Inafară de figura 5 *c*, celelalte figuri arată că axele fusului şi cuzinetului nu sunt paralele.

Această situaţie corespunde cazurilor reale, când axul se reazimă la extremităţi pe paliere şi este supus unui moment încovoietor de către sarcinile pe care le suportă. Cunoscând tangenta la axa fusului în dreptul lagărului, se poate dimensiona acesta, pe baza formulelor precedente, evitându-se frecarea uscată dintre suprafeţe prin valori potrivite ale jocului şi razelor. Se observă că, în general, distanţa minimă dintre suprafeţe, $\delta_{2\min}$, are loc la unul din capetele lagărului, adică

$$\delta_{2\min} = (1-\alpha)\,\Delta\left(\pm\frac{b}{2}\right) \tag{50}$$

şi este mai mică decât pentru palierele cu axe paralele şi raze constante, la care $\delta_{2\min} = \delta_{20\min}$, $\delta_{20\min}$ fiind valoarea corespunzătoare la mijlocul palierului. Pe de altă parte, excentricitatea α va creşte, deoarece presiunile fiind normale pe suprafeţe, la lagărele conice numai o componentă a rezultantei acestora echilibrează forţa exterioară, iar cealaltă, în lungul axei, caută să dea o alunecare ansamblului. In practică intervin curent cazuri de neparalelism al axelor şi de variaţie a jocului şi razelor, de aceea este important să se ţină seama de consecinţele care rezultă. Formulele precedente permit folosirea aceloraşi metode de calcul [3], [4], ţinându-se însă seama de funcţionarea în condiţii mai grele a lagărelor cu elemente geometrice variabile.

Se observă apoi că în cazul neparalelismului axelor cuzinetului şi fusului (cazurile din figura 5*a*, *b*, *d*), planul în care se găsesc acestea şi care trebue să fie

totodată planul de încovoiere al axului ($I - I$, fig. 6) se află deplasat cu unghiul θ^{**} faţă de forţa exterioară $\overline{F}$. Acest lucru este necesar, rezultanta presiunilor fiind egală cu $-\overline{F}$ ceea ce reiese imediat din repartiţia de presiuni pe fus.

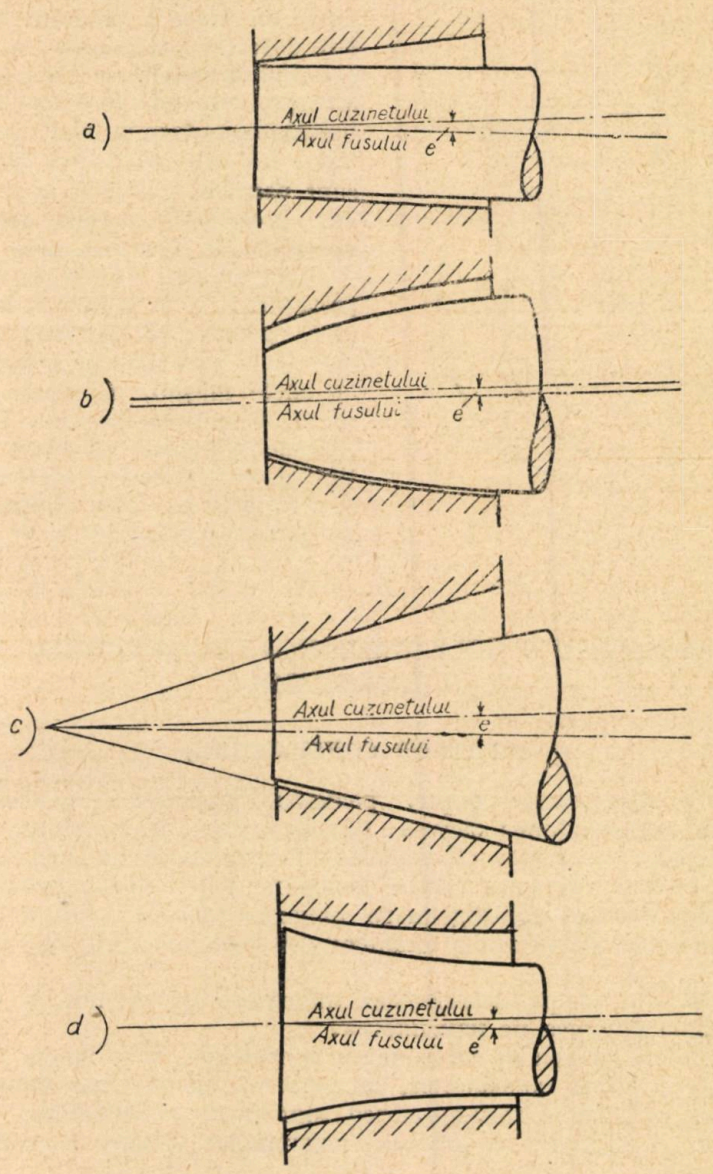


Fig. 5

Se remarcă însă că această situaţie corespunde de asemenea realităţii, deoarece planul de încovoiere este deviat faţă de planul forţei $\overline{F}$ din cauza fenomenului de hysteresis al materialului, care se deformează când arborele se roteşte.

Schema din figura 6 corespunde cazului celui mai frecvent, când arborele are o viteză unghiulară Ω, iar cuzinetul este fix. Concluzii analoage se pot deduce şi când $V_2 \neq 0$.

Desigur că în general înclinarea θ^{**} a axului $I - I$ poate să nu corespundă exact cu aceea a planului de încovoiere datorită fenomenului de hysteresis şi astfel formulele vor cuprinde o aproximaţie, care este însă mai mică decât ipoteza ce se face în mod curent, şi anume că cele două axe (fus-cuzinet) sunt paralele. Calculele şi schemele fizice precedente permit deci o nouă apropiere de situaţiile reale.

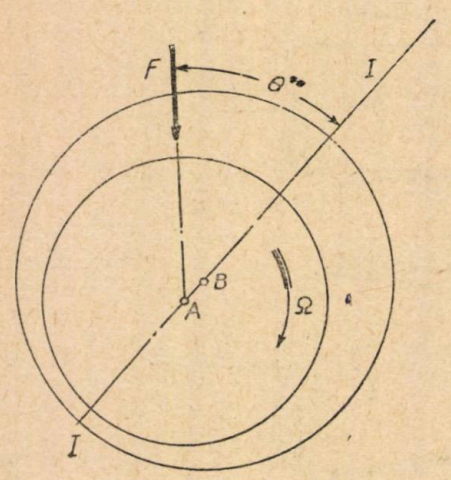


Fig. 6

Componenta axială a rezultantei presiunilor, ce ia naştere la lagărele conice, permite să se anuleze forţele exterioare care apar pe aceeaşi direcţie la unele maşini, ca pompe, compresoare, maşini-unelte etc. Rezultatele precedente permit un calcul mai ştiinţific al acestor lagăre, efectuat în prezent pe baze empirice sau prin analogii cu palierele cilindrice.

ПОДШИПНИКИ С ПЕРЕМЕННЫМИ ГЕОМЕТРИЧЕСКИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор устанавливает форму решения уравнения давления, для случаев, когда величины зазора, радиуса шипа и толщины масляной пленки колеблются вдоль образующей подшипника (перпендикулярной к относительной скорости обеих поверхностей). Автор устанавливает условия применения приведенного раньше способа решения [1]—[3] для определения движения и анализирует решение следующих четырех случаев:

1. Величина зазора испытывает линейные колебания, в то время как величина радиуса не изменяется.
2. Величина зазора не изменяется постоянно, в то время как величина радиуса шипа колеблется, подчиняясь закону параболы.
3. Зазор и радиус подвергаются линейным колебаниям.
4. Зазор и радиус изменяются, подчиняясь закону экспоненциальной функции.

Автор указывает на то, что найденные решения позволяют учитывать реальные, встречающиеся в технике случаи, когда оси вкладыша и шипа не параллельны вследствие изгиба вала, или же когда плоскости изгиба не заключают в себе внешнего усилия по причине явления гистерезиса. Кроме того устанавливается гидродинамическая теория

смазки для подшипников скольжения с переменным радиусом (конические подшипники) конечной длины и приводятся диаграммы изменения в плоскостях, заключающих в себе ось вращения для случаев (1)—(4).

PALIERS À ÉLÉMENTS GÉOMÉTRIQUES VARIABLES

(RÉSUMÉ)

On établit la forme de la solution concernant l'équation des pressions aux cas où le jeu, le rayon du tourillon et l'épaisseur de la pellicule varient le long de la génératrice du palier (en direction normale à la vitesse relative des deux surfaces). On analyse les conditions nécessaires à l'utilisation de la méthode présentée antérieurement [1] — [3] pour déterminer le mouvement du fluide dans la pellicule lubrifiante et l'on étudie les quatre cas suivants:

1. Le jeu a une variation linéaire, le rayon reste constant.
2. Le jeu est constant et le rayon varie suivant une loi parabolique.
3. Le jeu et le rayon varient selon une loi linéaire.
4. Le jeu et le rayon ont une variation exponentielle.

On montre ensuite que les solutions trouvées permettent de considérer les situations réelles qui se présentent dans la technique des machines, où le parallélisme des axes du coussinet et du tourillon n'existe généralement pas, à cause de la flexion de l'arbre, ou lorsque la force extérieure n'est plus parallèle au plan de flexion, à cause du phénomène d'hystérésis. On établit encore la théorie hydrodynamique de la lubrification des paliers lisses à rayon variable (coniques), de longueur finie, et on donne les diagrammes de la variation des pressions dans les plans contenant l'axe de rotation, pour les cas (1) — (4).

BIBLIOGRAFIE

1. N. Tipei, Bul. Ştiinţ. Acad. R. P. R., Secţiunea de Ştiinţe Tehnice şi Chimice, t. III, Nr. 2—4, 1951, p. 273.
2. — Studii şi Cercetări de Mecanică şi Metalurgie, t. II, 1951, p. 27.
3. — Studii şi Cercetări de Mecanică şi Metalurgie, t. IV, 1953, p. 125.
4. — Bul. Ştiinţ. Acad. R. P. R., Secţiunea de Ştiinţe Tehnice şi Chimice, t. IV, Nr. 3—4, 1952, p. 291.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

MAŞINI ŞI MECANISME

DETERMINAREA PERIOADELOR DE SCHIMB ALE ULEIURILOR LA AUTOVEHICULE

DE

AL. STRATILESCU

Stabilirea unui criteriu pentru determinarea perioadei după care uleiul din carterul unui motor trebue schimbat prezintă un deosebit interes pentru exploatarea raţională a autovehiculelor. Intr'adevăr, cunoaşterea acestui criteriu permite realizarea unei economii importante a consumului total de ulei, fără a influenţa în rău uzura motorului.

Actualmente, înlocuirea uleiului la autovehicule se practică, în general, după norme care nu au întotdeauna o bază ştiinţifică. Astfel, examinând indicaţiile date de diferite uzini constructoare de autovehicule, pentru perioadele de înlocuire a uleiului, se constată că ele variază dela 1000 la 10.000 km, fără ca aceste mari diferenţe să fie justificate prin deosebiri importante în construcţia motoarelor respective. In plus, aceste indicaţii nu ţin seama de gradul de solicitare şi de starea de uzură a autovehiculului. Pentru aceste motive, în practica curentă, prescripţiile uzinelor constructoare de cele mai multe ori, nu sunt respectate. In schimb se constată adesea că, pentru condiţii similare, diferiţi utilizatori aplică criterii foarte deosebite de înlocuire a uleiului din motoare.

Această lipsă de orientare este, de altfel, explicabilă deoarece problema, deşi simplă în aparenţă, este în fond complicată. Intr'adevăr, determinarea perioadei optime de schimbare a uleiului revine la stabilirea momentului când alterarea uleiului din motor este atât de avansată încât el nu mai poate îndeplini, în mod satisfăcător, funcţiunile de ungere. Acest fenomen depinde, însă, de un mare număr de factori, a căror valoare relativă variază mult dela caz la caz. Rezultă, deci, că pentru stabilirea criteriului propus este necesar să se ia în consideraţie un mare număr de parametri, ceea ce desigur complică problema.

Faţă de această situaţie, pentru a ajunge la determinarea pe baze reale (printr'o metodă totuşi nu prea complicată), a perioadelor optime de înlocuire a uleiurilor la autovehicule, ne-am propus:

— a studia procesul de alterare a uleiului în motor,

— a determina factorii care influenţează alterarea uleiului,

— a verifica prin încercări experimentale concluziile deduse,
— a stabili o metodă care să permită aplicarea la fiecare caz în parte a rezultatelor obţinute.

I. PROCESUL DE ALTERARE A ULEIULUI ÎN MOTOR

Limitarea utilizării uleiului în motor este datorită modficării caracteristicilor sale iniţiale, adică alterării lui. Prin aceasta, uleiul nu mai poate asigura funcţiunile de ungere şi deci trebue înlocuite. Alterarea uleiului se manifestă în special prin:

1. *Oxidarea uleiului*

Sub influenţa temperaturilor şi presiunilor destul de ridicate la care uleiul este supus în timpul funcţionării lui în motor, se produce la început o oxidare relativ lentă a uleiului, care conduce la formarea de produşi nestabili, în special peroxizi. Prin continuarea acţiunii de oxidare, se produc apoi aldehide, acizi organici şi produşi asfaltoşi. In plus, uleiul care pătrunde în partea superioară a cilindrului este ars atunci când pistonul coboară în timpul cursei de detentă. Se formează astfel particule de cărbune, din care o parte vin, din nou, în contact cu uleiul de pe pereţii cilindrului.

Produşii mai sus arătaţi sunt antrenaţi de uleiul din circuitul de ungere şi o bună parte din ei se depun pe părţile calde ale motorului sub formă de depozite. Aceste depozite, în special acelea dintre segmenţi şi şanţurile lor, sunt nocive, deoarece produc încleiarea şi apoi blocarea segmenţilor, ceea ce poate avea ca urmare griparea pistonului: de asemenea, depozitele din interiorul canalelor de ungere reduc debitul de ulei. Formarea acestor depozite este favorizată de prezenţa produşilor asfaltoşi, care joacă rolul de lianţi, fixând ceilalţi produşi şi, în special, particulele de cărbune. Tendinţa de formare a depozitelor este ridicată atunci când procentul de asfalt depăşeşte cca 0,5%.

Produşii de oxidare care nu se depun pe piesele motorului rămân în suspensie în ulei, modificându-i caracteristicile. Astfel, particulele de cărbune produc o oarecare creştere a viscozităţii uleiului. Tendinţa de formare a cărbunelui este măsurată prin cifra de cocs, care nu trebue să depăşească valoarea de cca 2,8%.

2. *Creşterea aciditătii*

Prin transformările chimice pe care le suferă uleiul se formează, printre alţi compuşi, şi acizi insolubili, care au un efect coroziv asupra pieselor motorului. Această acţiune corozivă este mult mărită prin prezenţa apei.

Valoarea maximă admisă pentru aciditatea uleiului, exprimată în mg KOH/g, este de cca 0,6. Ea poate depăşi, însă, valoarea de 1,5 dacă uleiul este complet lipsit de apă, conform ultimelor cercetări sovietice.

3. *Contaminarea uleiului prin diferiţi produşi*

Aceşti produşi pot proveni atât din interiorul motorului, cât şi din mediul exterior. Produşii care provin din motor sunt în primul rând particulele

metalice, rezultate din uzura pieselor sau rămase dela uzinare, în special în interiorul canalelor de ungere aflate în arborele motor, carter etc. Uleiul amestecat cu aceste particule, care în majoritatea cazurilor sunt de natură feroasă, are un puternic efect de abraziune, ceea ce produce o apreciabilă uzură a pieselor motorului. Pentru acest motiv, conţinutul de fier (exprimat în procente de oxid feric) în ulei trebue menţinut sub 0,8%.

Tot din interiorul motorului provin apa şi combustibilul, ca rezultat al condensării vaporilor de apă şi de combustie din camera de ardere, care amestecându-se cu uleiul îi reduc calităţile şi anume: apa, după cum s'a arătat, prin mărirea acţiunii de coroziune, iar combustibilul prin scăderea viscozităţii şi creşterea inflambilităţii.

Din mediul exterior pătrunde în motor în special praful, absorbit odată cu aerul necesar combustiei. Fiind compus din particule cu o duritate destul de ridicată, praful are, de asemenea, o puternică acţiune corozivă.

Din cele de mai sus rezultă că alterarea uleiului se manifestă prin următoarele efecte nocive:

— producerea de depozite, în special în şanţurile segmenţilor, datorită produşilor de oxidare a uleiului;

— corodarea pieselor motorului, datorită creşterii acidităţii uleiului;

— acţiune abrazivă asupra pieselor motorului, datorită contaminării uleiului.

Cu această ocazie este de observat că prin alterarea uleiului în motor nu se modifică, în mod sensibil, cei doi factori principali de care depinde acţiunea de lubrificaţie a unui ulei, adică viscozitatea şi onctuozitatea. Intr'adevăr, viscozitatea poate scădea sau creşte, după cum predomină contaminarea prin combustibil sau prin particule de cărbune, iar onctuozitatea, acea proprietate importantă de care depinde ungerea semifluidă, creşte, în general, odată cu alterarea uleiului, din cauza formării de răşini. In concluzie, limitarea utilizării unui ulei la motor, deci necesitatea înlocuirii lui, este determinată de tendinţa la formarea de depozite, de corozivitatea şi de acţiunea abrazivă a uleiului alterat.

II. FACTORII CARE INFLUENŢEAZĂ ALTERAREA ULEIULUI ÎN MOTOR

Stabilirea acestor factori, pe baza cunoştinţelor actuale asupra lubrificaţiei în motoare, este de primă importanţă pentru problema propusă, deoarece cunoaşterea lor este necesară la determinarea perioadelor de înlocuire a uleiului. Aceşti factori sunt:

1. *Starea de uzură a motorului*

Uzura segmenţilor şi a cilindrilor, de care depinde etanşeitatea motorului faţă de camera de combustie, contribue mult la alterarea uleiului, deoarece creşte atât cantitatea de ulei care, din carter, se ridică spre camera de combustie, cât şi cantitatea de gaze arse şi produse de condensare care, din camera de combustie, ajung în carter. Prin aceasta, după cum s'a arătat, se măreşte tendinţa de blocare a segmenţilor precum şi contaminarea uleiului.

Un efect oarecum similar îl produce şi uzura lagărelor, deoarece crescând cantitatea de ulei care ajunge la cilindri, se măreşte în cele din urmă cantitatea de ulei ars.

2. *Temperatura lichidului de răcire a motorului*

In cazul când această temperatură este mai scăzută decât cca 85°C, se favorizează condensarea combustibilului şi a vaporilor de apă aflaţi în camera de combustie. Aceste produse de condensare pătrund printre segmenţi şi cilindru şi ajung până la urmă în carterul motorului. Prezenţa lor provoacă o foarte pronunţată coroziune a cilindrilor — în special în partea lor superioară, unde acest efect este mărit de prezenţa în mai mare cantitate a gazelor arse. Produşii de condensare ajunşi în carter degradează apoi simţitor uleiul.

Pe de altă parte, o temperatură a apei de răcire mai mare decât cea arătată reduce viscozitatea uleiului şi contribue la descompunerea (oxidarea) lui, ceea ce conduce de asemenea la creşterea uzurii cilindrilor şi a segmenţilor.

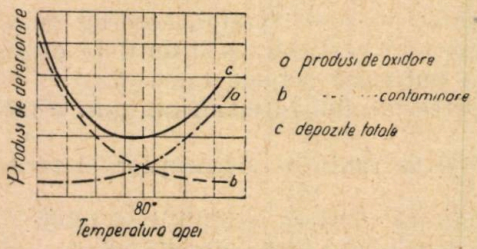


Fig. 1

Rezultă deci că pentru temperatura cilindrilor, respectiv a lichidului de răcire, există o valoare optimă, corespunzătoare funcţionării normale a motorului. Orice abatere importantă dela această temperatură produce o puternică degradare a uleiului, prin creşterea procentului de produse nocive, şi totodată uzuri pronunţate ale motorului (fig. 1).

Menţinerea apei de răcire a motoarelor la o temperatură constantă se realizează, în mod automat, cu ajutorul dispozitivelor numite termostate, care reglează debitul de apă ce trece prin radiator în funcţie de temperatura ei. Menţinerea în bună stare de funcţionare a acestor aparate apare, deci, ca foarte importantă.

3. *Starea şi eficacitatea filtrelor de ulei*

Filtrele de ulei putând reţine o bună parte din impurităţile care ajung în ulei, pot să contribue într'o largă măsură la reducerea degradării uleiului din motor. In special, particulele metalice care, după cum s'a arătat, au o puternică acţiune abrazivă, sunt destul de bine reţinute de filtru.

Eficacitatea filtrelor depinde de construcţia lor, dar într'o mare măsură şi de starea lor, care este strâns legată de numărul de ore de funcţionare. Intr'adevăr, un filtru care a funcţionat un timp îndelungat se îmbâcseşte şi rezistenţa pe care o opune la trecerea uleiului creşte. Cum, în general, filtrul se găseşte montat în derivaţie, în circuitul uleiului, această creştere de rezistenţă reduce cantitatea de ulei filtrat, deci eficacitatea filtrării. De aici rezultă importanţa înlocuirii în timp a masei filtrante dela filtrele de ulei ale autovehiculelor.

Sistemul de ventilaţie a carterului motorului are şi el o influenţă asupra reducerii alterării uleiului, deoarece evacuarea vaporilor de combustibil din carter micşorează diluarea uleiului.

4. *Gradul de solicitare a motorului*

Uzura uleiului depinde de solicitarea termică şi mecanică a motorului, deci ea va fi influenţată de viteză, de încărcarea autovehiculului, precum şi

de dificultatea şi starea drumurilor parcurse. Solicitarea sporită a motorului produce creşterea temperaturii şi a presiunii în partea superioară a cilindrilor, ceea ce măreşte oxidarea uleiului.

5. *Raportul de demultiplicare dintre motor şi roţi*

Uzura este proporţională cu numărul de turaţii efectuate de motor şi nu cu numărul de kilometri parcurşi de autovehicul, aşa cum în mod obişnuit se socoteşte. Deci, dacă pentru aprecierea uzurii uleiului se utilizează — mai departe — numărul de kilometri parcurşi de autovehicul, această cifră trebue corectată cu raportul de demultiplicare dintre motor şi roţi. Importanţa acestei corecţii apare evidentă dacă se compară uzura uleiului la un autoturism şi la un autocamion, ambele vehicule fiind prevăzute cu acelaşi tip de motor. Intr'adevăr, din punctul de vedere al uzurii motorului, şi deci a uleiului, numărul de kilometri parcurşi de autocamion echivalează cu cel puţin odată şi jumătate numărul de kilometri parcurşi de autoturism.

6. *Compoziţia uleiului utilizat*

Aceasta are o mare influenţă asupra factorilor care limitează utilizarea uleiului în motor. In special, stabilitatea chimică a uleiului, care reduce oxidarea, depinde într'o largă măsură de compoziţia lui. Aici trebue observat însă că formarea asfalturilor şi a celorlalţi produşi care contaminează uleiul nu se datoreşte numai transformărilor chimice ale uleiului însuşi, ci este un rezultat al acţiunii comune a uleiului, a combustibilului condensat, a vaporilor de apă condensaţi şi a gazelor de scăpare, adică a tuturor acestor substanţe care se găsesc împreună în partea superioară a cilindrilor, unde sunt supuse la temperaturi şi presiuni ridicate. Rezultă deci că formarea asfalturilor nu se datoreşte exclusiv uleiului, ci şi motorului la care este utilizat, astfel încât nu există o relaţie simplă între cantitatea acestor produşi şi calitatea sau gradul de uzură a unui ulei.

O situaţie similară există şi pentru aciditatea uleiului care, după cum s'a arătat, se datoreşte tot transformărilor chimice, ce au loc în partea superioară a cilindrului.

Apoi, cantitatea de cărbune formată prin arderea uleiului în partea superioară a cilindrului este redusă dacă se utilizează un ulei care prin ardere, nu lasă decât un foarte mic procent de reziduuri.

Viscozitatea uleiului trebue să fie adecuată motorului la care este folosit. O viscozitate mai mare conduce la uzuri importante ale motorului, în special la pornire, ceea ce produce şi degradarea uleiului. Utilizarea unui ulei de viscozitate mai scăzută este mai puţin periculoasă, totuşi o diferenţă apreciabilă faţă de viscozitatea optimă duce la reducerea grosimii peliculei de ulei şi deci la creşterea uzurilor.

Durata de funcţionare a unui ulei poate fi mult mărită prin adăugarea unor aditivi care întârzie producerea factorilor nocivi. Astfel:

— aditivii antioxidanţi măresc stabilitatea uleiului, frânând reacţiile chimice care conduc la formarea de asfalturi;

— aditivii detergenţi împiedecă depunerea asfalturilor şi a cărbunelui, deoarece le ţine în suspensie sub formă de particule foarte fine. Prin aceasta se evită formarea depozitelor, deci şi încleierea segmenţilor.

In aceste condiţii se poate ajunge chiar la o triplare a duratei de utilizare a uleiului.

7. *Frecvenţa pornirilor motorului*

Numărul de porniri, dela rece, ale motorului, pentru 100 km parcurşi de autovehicul, are o mare influenţă asupra uzurilor motorului şi ale uleiului prin contaminarea acestuia cu produşi de condensare şi reziduuri metalice.

8. *Influenţa conducătorului*

Modul de conducere al unui autovehicul poate avea influenţă asupra condiţiilor de funcţionare a motorului şi, implicit, asupra degradării uleiului. Astfel:

— abuzul folosirii strangulatorului de aer, la pornire, produce exces de combustibil, care se condensează în camera de combustie, şi pătrunzând în carter, diluează uleiul;

— punerea în plină sarcină a motorului, când acesta este încă rece, produce efectele nocive arătate la punctul 2.

9. *Reglajul carburatorului*

Un reglaj prea bogat produce condensarea combustibilului, ceea ce are ca urmare diluarea uleiului.

10. *Etanşeitatea cilindrilor şi carterului faţă de circuitul de răcire*

Lipsa acestei etanşeităţi — care se produce în special la garniturile de culasă — produce contaminarea uleiului cu apa de răcire.

11. *Capacitatea circuitului de ungere*

Aceasta influenţează asupra uzurii uleiului deoarece sporirea cantităţii de ulei din circuit, peste media curentă întâlnită la motoarele de puteri similare, echivalează cu o reducere a procentului de produse de contaminare.

Din cele arătate mai sus rezultă că factorii de care depinde alterarea uleiului, şi deci perioada lui de funcţionare până la înlocuire, sunt numeroşi şi de natură variată.

Prin aceasta, stabilirea în mod raţional a perioadei de schimbare a uleiului din motorul unui autovehicul devine o problemă mai complicată, deoarece ea cere să se ţină seama cel puţin de factorii cei mai importanţi dintre cei menţionaţi mai sus.

III. ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE

In scopul de a verifica concluziile deduse şi de a determina, în condiţii reale de funcţionare, limita de utilizare a uleiurilor pe motoarele de autovehicule, s'a procedat la următoarele încercări:

1. *Incercări cu autocamioanele Praga R. N.*

Proba s'a executat cu cinci autocamioane Praga R. N., toate în stare nouă care au funcţionat în cadrul unei singure întreprinderi, fiind utilizate la distribuirea de coletărie în Bucureşti şi împrejurimi.

Schimbarea uleiului, în timpul probei, s'a făcut astfel:

— autocamionul Nr. 1, la fiecare 1500 km, conform prescripţiilor întreprinderii;

— autocamioanele Nr. 2 şi Nr. 3, la fiecare 2000 km;

— autocamioanele Nr. 4 şi Nr. 5, la fiecare 2500 km.

S'a folosit uleiul tip 413.

Proba propriu zisă s'a extins la un parcurs de cca 25000 km. In afară de mici incidente, fără legătură cu sistemul de ungere, comportarea autovehiculelor, în acest timp, a fost foarte bună. Consumul de ulei la toate motoarele a fost excepţional de redus.

După terminarea probei, procedându-se la demontarea motoarelor şi măsurarea pieselor principale, s'a constatat o uzură practic egală la toate cele cinci motoare.

Această situaţie a permis să se tragă concluzia că, la niciuna din încercări, limita maximă de uzură a uleiului nu a fost atinsă şi deci perioada de schimbare a uleiului pentru autovehiculele experimentate ar putea fi mărită dela 1500 la peste 2500 km, fără ca uzura motorului să crească. Analiza probelor de ulei preluate dela motoarele vehiculelor încercate, confirmă această concluzie, deoarece după o funcţionare de cca 2500 km, valoarea caracteristicilor uleiurilor nu a depăşit niciodată maximele admise.

2. *Incercări cu autobuzele Renault*

Aceste încercări, care s'au executat cu patru autobuze Renault tip A, au avut ca scop studiul influenţei viscozităţii uleiului asupra uzurii motoarelor. Pentru acest motiv, nu a fost posibil să se varieze perioadele de schimbare a uleiului. Din analiza probelor de uleiuri preluate după diferite perioade de funcţionare dela ultimul schimb al uleiului, s'au putut face totuşi următoarele constatări:

— La autovehiculele care funcţionează în condiţii similare şi ale căror motoare nu sunt mult uzate, degradarea uleiului în funcţie de distanţa parcursă este aproximativ aceeaşi. Totuşi, şi în aceste cazuri se observă diferenţe, în special la conţinutul de cenuşe şi la inflamabilitate, care se explică prin diferenţa intensităţii rodajului şi a utilizării diferite a strangulatorului de aer, pentru pornire.

— Când uzura motoarelor creşte, variaţia degradării uleiului se modifică, putându-se observa chiar unele anomalii, constând din îmbunătăţirea unor caracteristici cu creşterea duratei de funcţionare a uleiului în motor. Aceste anomalii pot fi, în parte, explicate prin cantităţile mari de ulei ce trebue adăugate la motoarele uzate, pentru completarea uleiului consumat, ceea ce echivalează cu o schimbare parţială a lubrifiantului.

Cu această ocazie, trebue remarcat că rezultatele obţinute la analiza, în laborator, a uleiurilor uzate nu sunt întotdeauna destul de precise. Acest fapt se datoreşte, în special, influenţei mari pe care o are modul de preluare a probelor de ulei pentru analiză. Astfel, dacă preluarea se face imediat după termi-

narea unei curse mai îndelungate, atunci uleiul are o compoziţie omogenă. Dacă, dimpotrivă, se lasă uleiul să stea un timp mai îndelungat în motor după terminarea unei curse, se produce o sedimentare a impurităţilor, care se adună pe fundul carterului. In acest caz, rezultatele analizei vor fi mult modificate, mai ales dacă proba este luată pe la butonul de golire a uleiului. De asemenea, o mare influenţă o are timpul scurs dela pornirea motorului, cu utilizarea îmbogăţitorului, până la preluarea probei. Dacă acest timp este scurt, combustibilul pătruns în ulei în timpul pornirii nu are timp să se evaporeze şi prezenţa lui modifică în special caracteristicile de viscozitate şi punctul de congelare a uleiului.

Pentru a evita aceste influenţe, s'a utilizat, la preluarea probelor, o siringă, extrăgându-se uleiul prin gaura indicatorului de nivel al uleiului. Când această operaţie nu a fost posibilă, s'a golit tot uleiul din carter, s'a agitat puternic şi apoi s'a preluat proba. Operaţia a fost făcută întotdeauna la oprirea motorului după o funcţionare mai îndelungată.

Rezultatele analizei mai pot fi influenţate, apoi, şi de timpul scurs dela preluarea probei până la executarea analizei, deoarece dacă s'au sedimentat impurităţile nu se mai poate obţine un amestec omogen, chiar după o agitare îndelungată.

3. *Incercarea cu autoduba Skoda 1100*

In scopul de a controla uzura uleiului şi pe un autovehicul uzat şi mult solicitat, s'a făcut o încercare cu o autodubă Skoda.

Acest autovehicul era prevăzut cu un motor de 32 CP şi o capacitate cilindrică de 1,1 litri. La începutul probei motorul funcţionase cca 70000 km dela ultima revizie.

Din analiza uleiurilor preluate după cca 500 şi 1100 km (tabloul Nr. 1) rezultă că acest motor, care este mult solicitat, execută un număr mare de porniri, are un mare raport de demultiplicare şi este mult uzat, produce o alterare rapidă a uleiului. Astfel, după o funcţionare de numai 1100 km, majoritatea caracteristicilor uleiului s'au apropiat de limita maxim admisă.

4. *Incercări la bancul de probă de motoare*

In scopul de a se putea determina perioadele de degradare a uleiului în condiţii bine determinate, care să nu fie influenţate de introducerea unor parametri necontrolabili, cum adesea este cazul la probele pe teren, a fost necesar să se execute încercări şi la banc.

Pentru aceasta, s'a utilizat un banc compus dintr'un motor B.M.W. de 6 cilindri, cu o capacitate cilindrică de 1,5 litri, cuplat cu un dinam-frână de 10 kW la 1500 t/min., având rolul de a absorbi energia produsă de motor. Bancul este înzestrat cu instrumentele de control necesare determinării puterii şi turaţiei motorului, precum şi temperaturii, presiunii şi consumului de ulei. Proba a fost executată cu uleiul tip 305.

Degradarea uleiului în timpul acestei probe a fost urmărită prin preluarea de probe din carterul motorului la intervale de cca 25 de ore. Incercarea a constat din două probe, prima la 100 de ore, echivalentă cu un parcurs de cca 4000 km, şi a doua la 250 de ore, echivalentă cu un parcurs de cca 10000 km. La ambele

Tabloul Nr. 1

Analiza uleiurilor uzate

Caracteristici \ Felul probei	305 uzat banc B.M.W. după 29 h 45′	305 uzat banc B.M.W. după 36 h 40′	305 uzat banc B.M.W. după 51 h 55′	305 uzat banc B.M.W. după 89 h 10′	305 uzat banc B.M.W. după 100 h 15′	305 uzat banc B.M.W. după 34 h 40′	305 uzat banc B.M.W. după 70 h 10′	305 uzat banc B.M.W. după 113 h 25′	305 uzat banc B.M.W. după 170 h 55′	305 uzat banc B.M.W. după 243 h 10′	305 uzat Skoda după 447 km	302 uzat Skoda după 1150 km	413 uzat Praga 26.III.52 I.T.B. Nr. 44417 după 1429 km	413 uzat Praga Nr. 44419 după 2500 km	316 uzat Renault 12.III.52 Nr. 308 după 2590 km
	PROBA I B. M. W.					PROBA II B. M. W.					PROBA SKODA		PROBE DIVERSE		
	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5	1	2	1	2	3
Densitatea	0,9115	0,9112	0,9126	0,9120	0,9116	0,9142	0,9136	0,9120	0,9120	0,9115	0,9098	0,9071	0,9028	0,9078	0,9140
Congelarea	sub-18	sub-18	sub-18	sub-18	sub-18	sub-18	sub-18	sub-18	sub-18	sub-18	sub-18	sub-18	—16	—18	—12,5
Inflamabilitatea	(75)116	(73)125	(85)	(85)	(75)	(110)	105	88	92	84	82	85	72	64	(78) 123
Viscozitatea (Engler—50)	4,59	4,21	4,51	4,30	4,19	4,60	4,50	4,21	4,13	4,05	2,92	2,55	6,2	5,1	10,5
Viscozitatea (Engler—100) ..	1,55	1,49	1,55	1,50	1,45	1,58	1,48	1,42	1,45	1,45	1,34	1,28	1,7	1,9	2,01
Apa	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	urme	urme	lipsă
Cenuşa	0,052	0,055	0,062	0,064	0,07	0,057	0,060	0,065	0,88	0,107	0,156	0,188	0,083	0,113	0,23
A. organică	0,14	0,121	0,13	0,12	0,13	0,110	0,130	0,151	0,162	0,181	0,180	0,23	0,24	0,34	0,45
Cox. Conradson	0,35	0,37	0,44	0,53	0,62	0,40	0,48	0,77	0,93	1,13	0,77	1,48	—	—	1,72
Indicele de refracţie n^{12}	1,5078	1,5081	1,5088	1,5088	1,5082	1,5088	1,5088	1,5084	1,5071	1,5068	1,5031	1,5028	—	—	1,5126

ANEXA 2

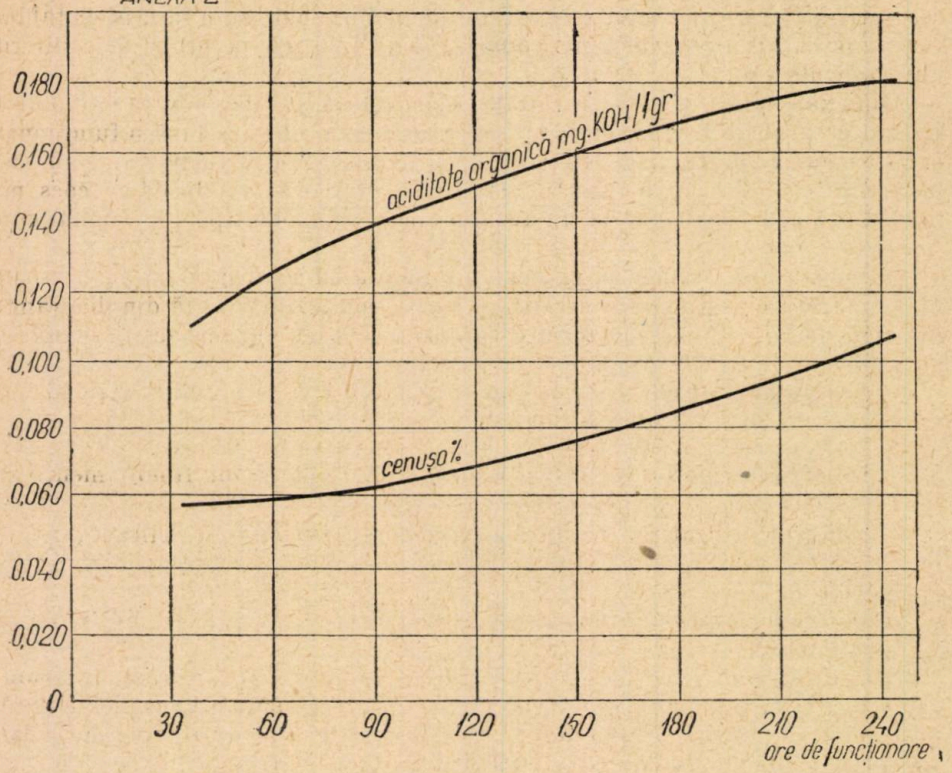


Fig. 2

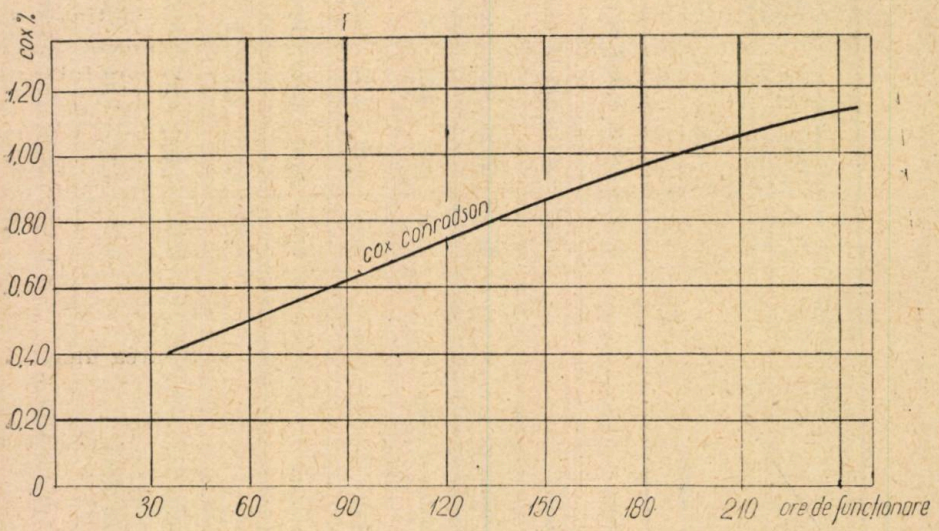


Fig. 3

probe, schimbarea uleiului din motor nu s'a făcut decât după terminarea probei respective. Rezultatele analizei probelor de ulei preluate sunt înscrise în tabloul Nr. 1, în care s'au trecut spre comparaţie şi analizele de probe dela diferite autovehicule.

Din examinarea acestor rezultate se constată că degradarea uleiului la bancul de probă a fost excepţional de redusă. Intr'adevăr, după o funcţionare care, ca număr de turaţii, echivalează cu parcurgerea a 10000 km, s'au găsit la analiză, valori pentru cenuşă, aciditatea organică şi indicele de cocs mai mici decât cele constatate la un autoturism uzat Skoda tip 1100, numai după 1200 km.

Se constată de asemenea, că pentru proba la banc variaţia caracteristicilor uleiului arată o degradare constantă şi lentă, după cum rezultă din diagramele din figurile 2 şi 3, care reprezintă variaţiile cenuşei, ale acidităţii organice şi ale indicelui de cocs în raport cu orele de funcţionare.

Din alura acestor curbe se deduce că până la 250 de ore de funcţionare nu s'a atins încă uzura maximă admisibilă pentru ulei.

Această uzură foarte redusă a uleiului se datoreşte următorilor factori:

— solicitarea motorului a fost redusă, funcţionarea lui fiind menţinută tot timpul la cca 30 % din puterea maximă;

— motorul utilizat era în stare nouă şi prevăzut cu filtre eficace;

— temperatura apei de răcire a fost menţinută la valoarea constantă şi optimă de 80°C;

— numărul de porniri dela rece a fost foarte redus (cca 12 la 100 de ore de funcţionare).

Faţă de această situaţie, se poate afirma că încercarea la banc, aşa cum a fost executată, reprezintă condiţiile optime de funcţionare a unui ulei la motor şi deci aceste condiţii optime pot servi ca etalon pentru aprecierea degradării uleiului în diferite cazuri când este utilizat la autovehicule.

★

Din încercările experimentale executate reiese că rezultatele obţinute confirmă concluziile mai sus menţionate asupra factorilor care contribuela al terare, uleiului. Intr'adevăr, în cazul funcţionării la bancul de probă, la care toţi aceşti factori au o foarte mică influenţă, uzura uleiului a fost excepţional de redusă. Pentru autocamioanele Praga R. N., la care influenţa majorităţii factorilor care determină alterarea uleiului este redusă, s'a găsit că perioada de schimb poate fi mărită la mai mult de 2500 km. Pe de altă parte, în cazul autodubei Skoda, la care factorii de uzură au o valoare mare s'a constatat că limita de uzură a uleiului a fost aproape atinsă numai după 1100 km.

IV. DETERMINAREA PRACTICĂ A PERIOADELOR DE SCHIMBARE A ULEIULUI

Din cele de mai sus rezultă că factorii care produc degradarea uleiului în motor, impunând deci schimbarea lui, sunt numeroşi şi eterogeni. Ei variază cu calitatea uleiului folosit, cu gradul de uzură a motorului şi cu condiţiile de utilizare a autovehiculului. De asemenea, o mare importanţă asupra degradării uleiului o are buna funcţionare a unor accesorii (cărora în general li se acordă o atenţie redusă), ca filtrul de ulei, termostatul sistemului de răcire şi filtrul de aer.

Din aceste motive, rezultă că nu este posibil să se indice o perioadă de schimbare a uleiului care să fie valabilă pentru toate tipurile de autovehicule.

Mai mult, pentru acelaşi tip de autovehicul, această perioadă va depinde de condiţiile de exploatare şi va varia pe măsură ce variază uzura motorului.

Rezultă deci că, în mod practic, stabilirea perioadei de schimbare a uleiului trebue făcută pentru fiecare autovehicul în parte, ţinându-se seama de factorii de mai sus.

In scopul de a uşura determinarea de către utilizatori a perioadelor de înlocuire a uleiului, pe baza criteriilor arătate, ne-am propus a stabili o formulă empirică, uşor de utilizat, care, ţinând seama de gradul de solicitare, caracteristicile şi starea fiecărui autovehicul, permite, printr'un calcul foarte simplu, să se stabilească această perioadă.

Formula propusă este

$$S = U \times N_{fil} \times N_{sol} \times N_{por} \times N_{uz} \times N_{dem} \times N_{term} \times N_{cap}$$

în care

S = perioada de schimbare a uleiului exprimată în km;

U = numărul maxim de kilometri pentru care uleiul poate fi utilizat, în motor, în cele mai favorabile condiţii posibile.

Această valoare a fost determinată prin încercări executate la bancul de probă cu un motor în perfectă stare şi în condiţii optime de funcţionare.

Pentru uleiurile din clasele 400, 300 şi 200, valorile lui U sunt respectiv 10000 km, 8000 km şi 6500 km;

N_{fil} = influenţa filtrului de ulei şi a filtrului de aer.

Valoarea acestui coeficient este:

— pentru filtrele în perfectă stare, $N_{fil} = 1$;

— pentru filtrul de ulei care a funcţionat mai mult de 10000 km fără a i se schimba elementul filtrant, filtrul de aer fiind în bună stare, $N_{fil} = 0{,}8$; dacă nu există filtrul de aer, $N_{fil} = 0{,}75$;

— pentru filtrul de ulei care a funcţionat mai mult de 20000 km, iar filtrul de aer este în bună stare, $N_{fil} = 0{,}7$; dacă nu există filtrul de aer, $N_{fil} = 0{,}65$;

— pentru cazul când nu există filtrul de ulei, iar filtrul de aer este în bună stare, $N_{fil} = 0{,}6$; dacă nu există nici filtrul de aer, $N_{fil} = 0{,}55$;

— pentru cazul când motorul nu este prevăzut cu un sistem de ventilaţie a carterului, valorile de mai sus ale lui N_{fil} se vor reduce cu 0,1;

N_{sol} = influenţa solicitării motorului; depinde de:

— gradul de încărcare a autovehiculului, adică raportul dintre încărcătura maxim admisă şi încărcătura medie reală;

— raportul dintre viteza maximă şi viteza medie reală a autovehiculului;

— dificultatea parcursului, care poate fi apreciată prin procentul de kilometri parcurşi cu altă demultiplicaţie (alte viteze) decât priza directă;

— starea drumurilor.

O apreciere globală a acestor factori poate fi obţinută, în mod aproximativ, prin raportul dintre consumul de combustibil corespunzător unei solicitări reduse a autovehiculului şi consumul constatat la exploatarea reală.

Valoarea coeficientului este:

— pentru un consum de combustibil sporit cu 100%, $N_{sol} = 0{,}5$;

— pentru un consum de combustibil sporit cu 40 %, $N_{sol} = 0{,}8$;

— pentru un consum de combustibil nemajorat, $N_{sol} = 1$.

N_{por} influenţa numărului de porniri dela rece ale motorului, se apreciază după numărul mediu de porniri dela rece efectuate pentru 100 km parcurşi de autovehicul.

Valoarea coeficientului este:

— pentru un număr de peste 15 porniri dela rece, la 100 km, $N_{por} = 0{,}5$;
— pentru un număr de cel mult o pornire dela rece, la 100 km, $N_{por} = 1$.

N_{uz} = influenţa uzurii motorului. Aceasta poate fi apreciată în primul rând după importanţa consumului de ulei, adică după raportul dintre cantitatea de ulei consumată efectiv de autovehicul la 100 km şi cantitatea de ulei consumată de un autovehicul de acelaşi tip, în stare nouă.

Trebue însă observat că la motoarele uzate, din cauza consumului sporit, cantitatea de ulei care trebue adăugată în intervalul dintre două schimburi ale uleiului (pentru menţinerea constantă a nivelului) este mult mai mare decât la motoarele noi. Aceasta echivalează, însă, cu o schimbare parţială a uleiului, ceea ce face ca uzura motorului să aibă o influenţă mai redusă asupra alterării uleiului.

Valoarea coeficientului este:

— pentru uzură mare (consum de ulei sporit cu peste 500 %), $N_{uz} = 0{,}7$;
— pentru motoare noi, după terminarea rodajului $N_{uz} = 1$.

N_{dem} = influenţa raportului de demultiplicare dintre motor şi roţi.

Valoarea coeficientului este:

— pentru un raport mare (cca 6 : 1), $N_{dem} = 0{,}6$;
— pentru un raport mic (cca 3 : 1), $N_{dem} = 1$.

N_{term} = influenţa funcţionării termostatului din circuitul de răcire al motorului.

Valoarea coeficientului este:

— fără termostat, $N_{term} = 0{,}8$;
— cu termostat în perfectă stare de funcţionare, $N_{term} = 1$.

N_{cap} influenţa cantităţii de ulei din circuitul motorului, adică raportul dintre capacitatea de ulei a motorului considerat şi capacitatea curent întâlnită la motoarele de puteri asemănătoare.

Valoarea coeficientului este:

— pentru capacitate mică (cca 0,04 litri pe 1 CP), $N_{cap} = 0{,}8$;
— pentru capacitate mare (cca 0,2 litri pe 1 CP), $N_{cap} = 1$.

La determinarea coeficienţilor de mai sus, pentru situaţii intermediare celor indicate, valorile corespunzătoare se găsesc prin interpolare.

Rezultatele obţinute cu formula recomandată, care reprezintă doar un prim pas spre rezolvarea problemei puse, au, bine înţeles, numai o valoare indicativă. Stabilirea unor valori mai exacte, care este îngreuiată de complexitatea fenomenelor dintr'un motor, cât şi de interdependenţa unora dintre factorii consideraţi, se va putea face prin acumularea de noi date experimentale. Aceasta deoarece, în prezent, din lipsa acestor date, verificarea valorilor majorităţii factorilor de mai sus nu a putut fi făcută în mod experimental.

Formula propusă se aplică la motoarele cu benzină şi numai după terminarea perioadei de rodaj.

Ea nu este valabilă pentru motoarele care prezintă defecte ce conduc la o rapidă degradare a uleiului, cum ar fi pătrunderea apei de răcire în carter sau funcţionarea cu un amestec exagerat de bogat.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СРОКА ЗАМЕНЫ СМАЗОЧНОГО МАСЛА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

С целью правильного определения срока замены масла в автомашинах, автор изучает факторы, влияющие на снижение качества масла в моторе.

Он приходит к заключению, что эти факторы подвергаются, в зависимости от случая, значительным колебаниям и что указать на общеприменимое для всех случаев правило не представляется возможным.

Для облегчения определения срока замены масла в любом взятом из повседневной практики случае, автор предлагает простую формулу, с помощью которой, сделав приближенную оценку значения некоторых коэффициентов, согласованную с данными наставлениями, можно определить срок замены масла в данной машине.

Предпосылки, послужившие определению факторов, влияющих на снижение качества масла, были проверены экспериментальными исследованиями на автомашинах и на пробном стэнде.

По мере получения новых опытных данных, допущенные для коэффициентов значения будут подвергаться соответствующим изменениям, способствующим усовершенствованию предлагаемого метода.

DÉTERMINATION DES PÉRIODES DE CHANGEMENT DE L'HUILE DES VÉHICULES AUTOMOBILES

(RÉSUMÉ)

En vue d'établir d'une manière rationnelle les périodes de changement de l'huile des véhicules automobiles, on étudie les facteurs qui déterminent la dégradation du lubrifiant d'un moteur.

On aboutit à la conclusion que ces facteurs varient d'un cas à l'autre, de sorte qu'on ne peut établir de règle générale.

Pour faciliter la détermination de la période de changement de l'huile, pour n'importe quel cas de la pratique courante, on propose une formule simple. A l'aide de cette formule, on peut déterminer la période de remplacement de l'huile, pour le cas du véhicule considéré, par l'appréciation des valeurs de certains coefficients, en se conformant aux recommandations données.

Les prémisses à partir desquelles on a établi les facteurs qui influent sur la dégradation de l'huile, ont été vérifiées par des essais expérimentaux, sur des véhicules automobiles ou au banc d'essai.

A mesure de l'obtention de nouvelles données expérimentales, les valeurs admises pour les coefficients pourront être modifiées, en vue d'une amélioration de la méthode proposée.

BIBLIOGRAFIE

1. I. E. Krein, J. L. Zaslovski, N. P. Voinov, *Smazocinoe maslo i dvigateli.* Gostoptehizdat, Moscova, 1952.
2. I. V. Kramarenko şi A. Solov, Aftomobil, 1949, Nr. 11, p. 26.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

VIBRAŢII-TREPIDAŢII

CERCETĂRI ÎN LEGĂTURĂ CU PROPAGAREA TREPIDAŢIILOR PROVOCATE DE UN CIOCAN DE FORJĂ

DE

L. HAMBURGER şi L. SĂVEANU

Colectivul de vibraţii al I.M.A., la cererea C.C.S., a întreprins o serie de cercetări în scopul de a găsi posibilităţi şi mijloace de anihilare sau atenuare a efectelor supărătoare ale trepidaţiilor şi sgomotelor ce se nasc în întreprinderi în timpul lucrului.

Dintre aceste cercetări, asupra cărora se va relata la timp, o serie s'au concentrat asupra propagării prin sol a trepidaţiilor provocate de ciocanele grele de forjă. In acest scop, a fost examinat în de aproape un ciocan cu aburi de 1,5 t, cu cădere liberă, din forja unei uzine metalurgice. Rezultatele acestei examinări fac obiectul prezentei Comunicări.

Studierea propagării trepidaţiilor prin sol era cu atât mai necesară cu cât sunt proiectate o serie de noi ateliere care urmează a fi înzestrate cu maşini grele de forjat iar stabilirea direcţiilor preferenţiale de transmitere a vibraţiilor era necesară pentru a se putea decide asupra amplasamentului noilor clădiri.

I. PARTEA EXPERIMENTALĂ

Inainte de a se trece la măsurători mai precise cu un aparataj perfecţionat şi deci cu un domeniu mai restrâns de utilizare, s'au făcut determinări cu caracter orientativ a amplitudinii şi frecvenţei trepidaţiilor, cu ajutorul unor vibrografe portabile, de fabricaţie sovietică, tip BP—51. Măsurătorile au arătat că amplitudinile transmise prin sol, la o oarecare distanţă de ciocan, atingeau limita de sensibilitate a aparatului folosit.

Odată cunoscut ordinul de mărime al amplitudinilor presupuse, s'a putut recurge la instalaţia seismografică autopurtată a Comitetului Geologic, folosită de acesta la prospecţiuni cu ajutorul undelor de explozie.

Instalaţia dispune de un seismometru martor şi de opt seismometre captoare, care prin mijlocirea unei staţii de amplificare şi a unui oscilograf catodic înregistrează pe bandă fotografică curba oscilaţiilor transmise de seismometrul martor concomitent cu curba oricăruia din seismometrele-captoare.

Aceste seismometre, de tipul cu reluctanţă, se compun dintr'un magnet permanent, făcând corp comun cu carcasa grea aşezată pe sol şi deplasându-se în acelaşi ritm cu acesta, şi din elementul electrodinamic, alcătuit dintr'un solenoid lestat cu o masă seismică relativ grea şi suspendat elastic. In timp ce carcasa reproduce sguduirile solului, solenoidul rămâne practic nemişcat şi trimite curenţii induşi amplificatorului şi oscilografului catodic de care s'a vorbit mai sus. Sensibilitatea dispozitivului este de 5 mV la o deplasare de 1 μ, la 40 Hz. Frecvenţa proprie a sistemului este de 30 Hz, ceea ce constitue un inconvenient serios, întrucât ea este situată în imediata vecinătate a frecvenţelor măsurate şi a şi dat ocazia unui fenomen de rezonanţă, la o măsurătoare făcută în punctul 5.

Seismogramele înregistrate sunt foarte uşor de citit, întrucât pentru o secundă banda se desfăşoară cu 500 mm.

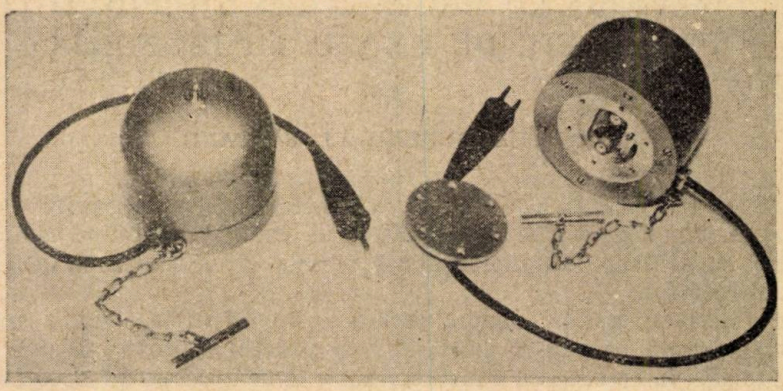


Fig. 1

Pentru a se putea stabili direcţiile preferenţiale de propagare, seismometrele reprezentate în figura 1 au fost aşezate după patru raze pornind dela sursa de trepidaţii şi decalate între ele astfel încât să cuprindă întreaga regiune din jurul ciocanului, ţinând seama de extinderea terenului uzinii, de clădirile existente şi de scopul special urmărit: cercetarea terenului destinat noilor construcţii.

Numărul redus de seismometre disponibile (8 + 1) nu a permis decât opt înregistrări seismografice, ceea ce este destul de puţin pentru a permite un studiu mai amănunţit al terenului.

Colectivul a fost totuşi nevoit să se folosească de aparatajul existent, rezervându-şi însă o reluare a măsurătorilor în terenuri variate, pentru a verifica rezultatele teoretice la care a ajuns pe baza primelor măsurători.

Pentru a se evita perturbaţiile datorite funcţionării uzinii, înregistrările au fost făcute noaptea.

Pentru ca intensitatea loviturilor ciocanului să fie pe cât posibil aceeaşi, pe lângă instructajul necesar făcut forjarului care conducea ciocanul, s'au ales blocuri de mărime egală şi din acelaşi oţel şi s'a avut grijă ca acestea să fie pe cât posibil egal încălzite înainte de a fi introduse sub ciocan.

In figura 2 este redată în mod schematic dispoziția seismometrelor captoare și a celui martor. Linia 1 — 4 corespunde spațiului prevăzut pentru noile ateliere.

Seismometrul martor a fost așezat lateral, la 13 m distanță de ciocan. Cele opt puncte de priză numerotate de la 1 — 8 în figură sunt așezate la distanțe dela 22 — 45 m de ciocan și apoi la circa 30 m unul de altul pe aceeași rază.

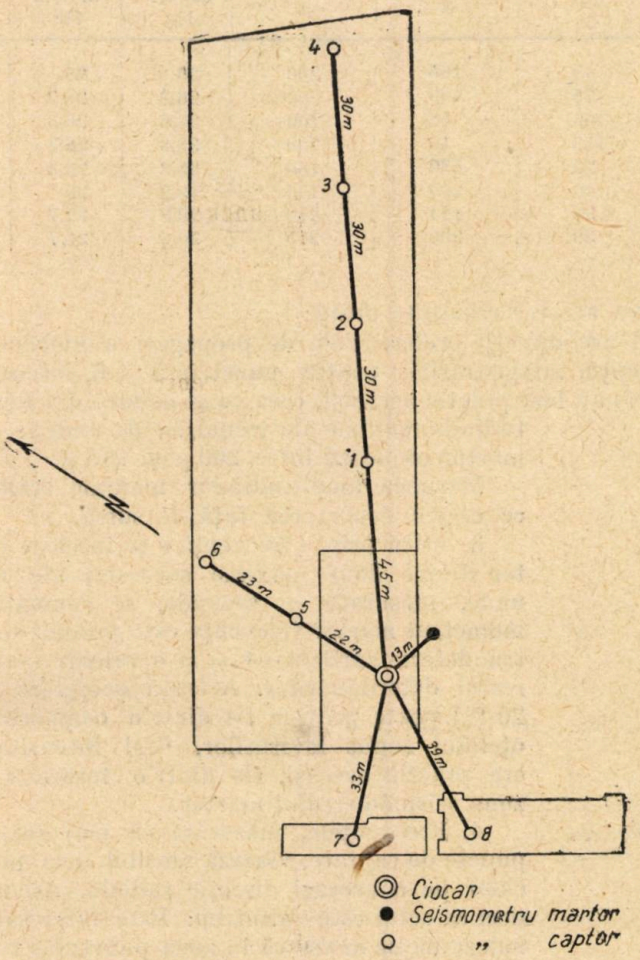


Fig. 2

Distanțele inegale de fixare se datoresc pe de o parte conformației terenului, pe de alta clădirilor existente.

Tabloul Nr. 1 cuprinde rezultatele înregistrărilor. El cuprinde pe lângă numărul seismometrului și distanța de la ciocan, indicarea amplitudinii maxime a trenului de unde atât în punctul de captare cât și la seismometrul martor, frecvențele vibrațiilor, decalajul în timp între maximul amplitudinii în seismometrul captor și în cel martor.

Tabloul Nr. 1

Punctul unde s'a măsurat (conf. plan)	Distanţa faţă de sursă r (m)	Amplitudinea maximă măsurată		Frecvenţa		Decalajul faţă de punctul martor t (s)
		Seismometrul captor μ	Seismometrul martor μ	Seismometrul captor Hz	Seismometrul martor Hz	
1	45	166	200	25	25	0,044
2	75	106	200	26,3	26,3	0,12
3	105	58	200	28,6	26,3	0,23
4	135	15	200	35,8	26,3	0,29
5	22	530	160	23,8	23,8	—
6	45	218	170	19,2	20	0,046
7	33	114	210	20,8	22,7	0,04
8	39	200	215	20,8	21,7	0,68

Examinarea acestor rezultate arată:

1. Terenul are direcţii preferenţiale de propagare a undelor.

2. Cu excepţia înregistrărilor pentru punctele 5 şi 6, intensităţile loviturilor ciocanului au fost practic aceleaşi, ceea ce se deduce din faptul că amplitudinile maxime ale trenurilor de unde la seismometrul martor oscilează între 200 μ şi 215 μ.

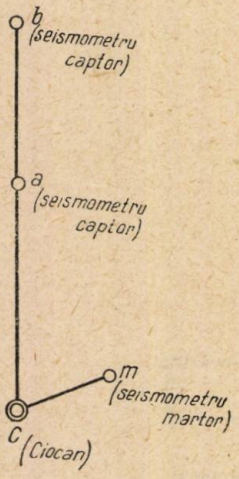


Fig. 3

Mărimea amplitudinilor maxime scade pe măsură ce creşte depărtarea faţă de sursă.

3. Dacă prin « frecvenţă » se înţelege inversul duratei dintre două maxime succesive ale unui tren de unde, măsurată în secunde, se constată că la seismometrul martor frecvenţa este practic constantă pentru determinările 1—4 şi ia o valoare mai mică pentru restul determinărilor. Această deosebire (care este de 20 %) poate proveni fie dintr'o comportare inegală a oţelului supus loviturilor, deşi intensitatea acestora era practic aceeaşi, fie dintr'o tasare a terenului în zona seismometrului martor.

4. Frecvenţele, măsurate ca mai sus, în diferitele puncte de captare, variază sensibil dela punct la punct, chiar pe o aceeaşi direcţie radială. Aceasta dovedeşte deci că solul este anisotrop. Este interesant să se semnaleze de pe acum că în zona punctului 4 frecvenţa are valoarea cea mai mare, adică 35,8 Hz, ceea ce denotă că aici terenul este mai compact ca în celelalte puncte, făcând chiar o discontinuitate.

5. Sensibilitatea mare a aparatelor folosite nu a permis ca seismometrul martor să poată fi plasat chiar pe fundaţia ciocanului. De aceea, decalajul de fază de care vorbeşte ultima coloană a tabloului se compune din timpul $(t_{ca} - t_{cm})$ pentru punctul a, şi din $(t_{cb} - t_{cm})$ pentru punctul b.

Cum din măsurători rezultă că terenul prezintă o anisotropie marcată, decalajul măsurat după seismograme nu este utilizabil direct la determinarea vitezei de propagare a trepidaţiilor. In cazul când pe aceeaşi direcţie radială,

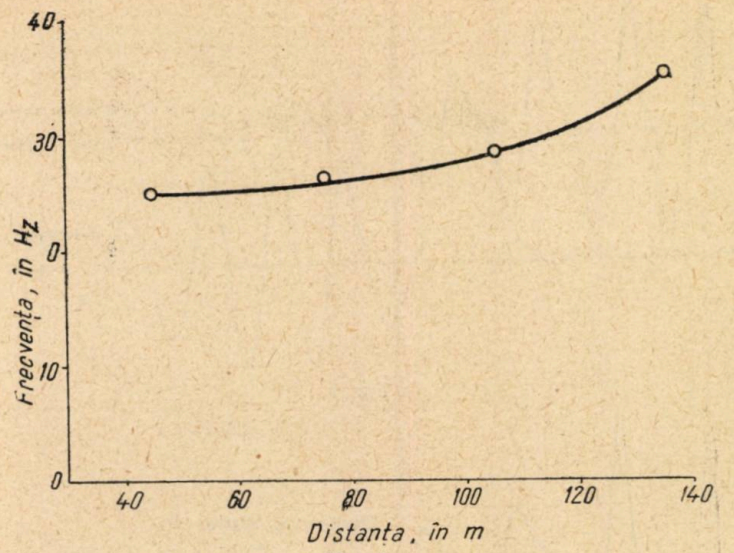


Fig. 4

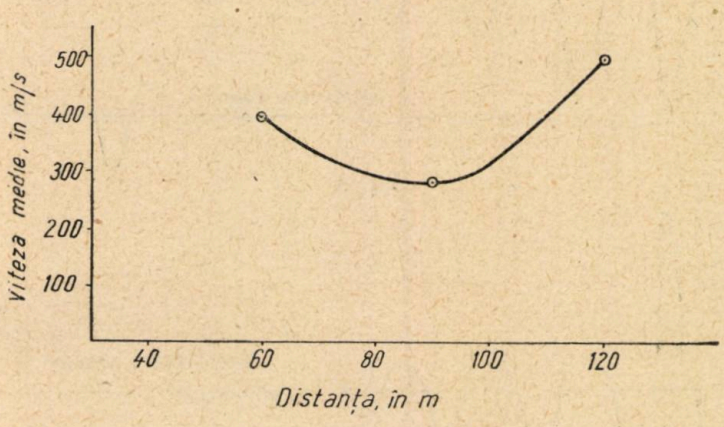


Fig. 5

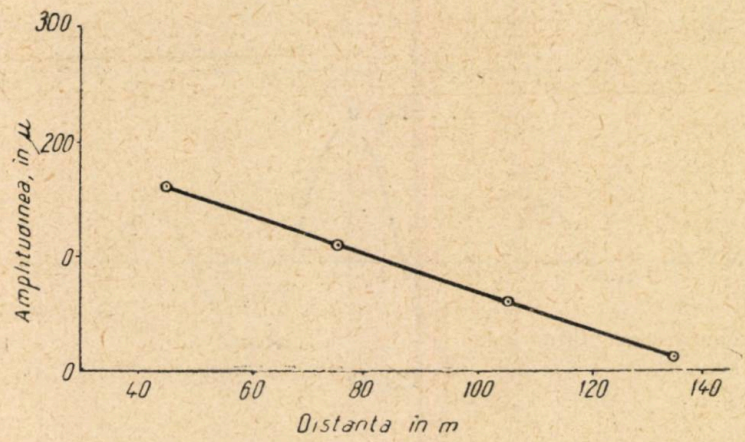


Fig. 6

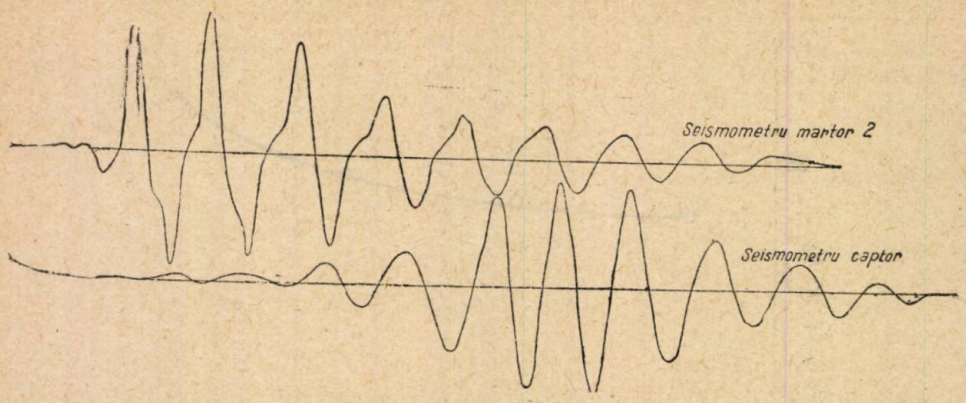


Fig. 7

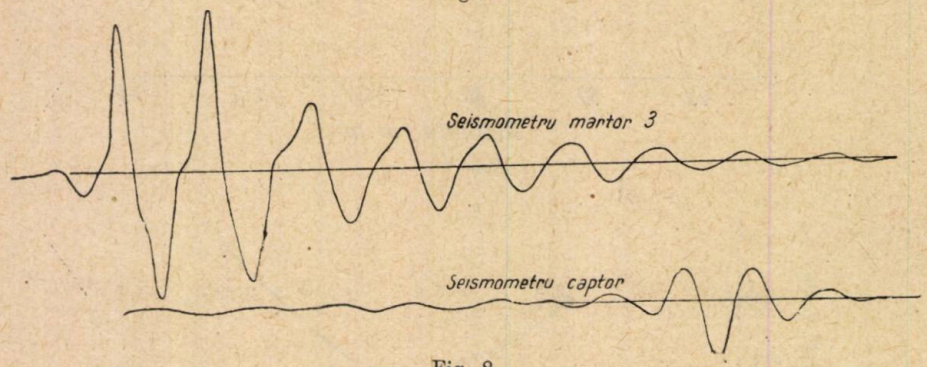


Fig. 8

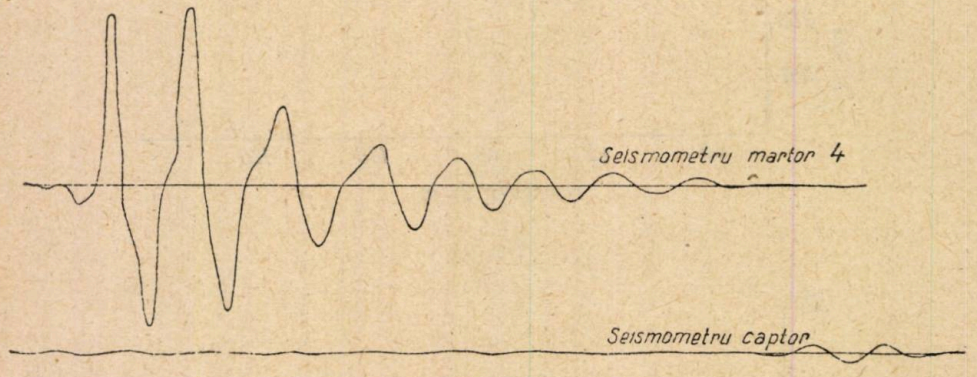


Fig. 9

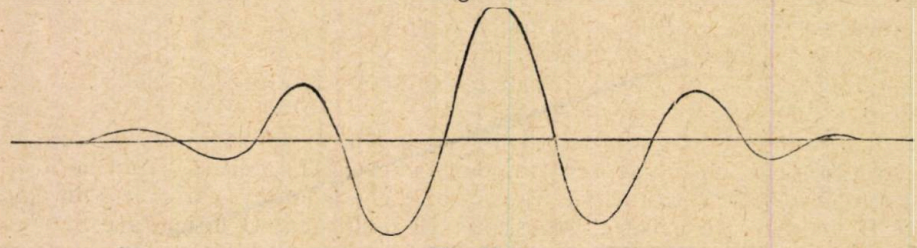


Fig. 10

pornind dela ciocan, se află mai multe puncte de priză, viteza medie dintre ele se determină (fig. 3) după relația

$$v_{ab} = \frac{\overline{a-b}}{(t_{cb} - t_{cm}) - (t_{ca} - t_{cm})} = \frac{\overline{a-b}}{t_{cb} - t_{ca}}$$

în ipoteza unei valori constante pentru durata t_{cm}.

In rezumat se constată:

— o atenuare a amplitudinilor, odată cu creșterea distanței față de sursa trepidațiilor

— o anisotropie marcată a terenului

— o variație a frecvenței trenului de unde (în sensul arătat mai sus) în raport cu natura terenului

— o variație a vitezei de propagare a undelor, în raport cu natura terenului.

Dacă reprezentăm grafic aceste rezultate punând distanțele ca abscise și respectiv frecvența, viteza medie de propagare și amplitudinea maximă ca ordonate, obținem, pentru determinările 1 — 4, curbele din figurile 4, 5 și 6.

Inregistrările sunt prea puțin numeroase pentru a conduce la concluzii definitive; totuși, pe de o parte ele permit să se constate că direcția 1 — 4 în care vor fi plasate noile ateliere nu este cea mai desavantajoasă, deși anihilarea masivă a trepidațiilor se constată abia în punctele 4 și 3, iar pe de altă parte arată o scădere vădită a amplitudinii vibrațiilor cu distanța.

In ceea ce privește forma trenurilor de unde, aceasta este clar vizibilă în reproducerile seismogramelor pentru punctele 2, 3, 4 din figurile 7, 8 și 9.

Acestea arată *o alterare a formei* cu distanța, ceea ce conduce la concluzia că există o dispersie în sol.

Este interesantă în deosebi forma curbei trenului de unde din punctul 3 (fig. 10), care sugerează o formă analitică simplă și ușor de folosit în calcule.

II. URMĂRIREA PRIN CALCUL A PROPAGĂRII TREPIDAȚIILOR PROVOCATE DE ȘOCURI PUTERNICE

Urmărirea prin calcul a trepidațiilor provocate de șocuri puternice oferă dificultăți, în genere greu de rezolvat, deoarece terenul prin care se transmit aceste trepidații sub formă de trenuri de unde este departe de a avea o structură omogenă și isotropă.

Măsurătorile făcute de colectivul nostru, în regiunea unui ciocan de 1,5 tone, despre care relatăm la punctul I, arată că la distanțe egale dar direcții diferite, seismografele înregistrează amplitudini și chiar frecvențe diferite, ceea ce indică, pe lângă o anisotropie marcată a solului, și prezența unui fenomen de dispersie depinzând de distanță și direcție.

Singure aceste constatări sunt suficiente pentru a arăta cât de dificilă este stăpânirea prin calcul a fenomenului.

Totuși, anumite simplificări permit dacă nu o determinare cantitativă precisă a desfășurării în spațiu a trepidațiilor provenite dela ciocanul de forjă, cel puțin o apreciere calitativă, care, grație coeficienților care intră în joc, poate fi, în oarecare măsură, verosimilă cu realitatea. O dificultate în plus, peste cele amintite, o constitue faptul că aparatura folosită era destinată cu

totul altor scopuri (prospecţiuni de terenuri prin unde de explozie) şi că numărul citirilor este în consecinţă mult mai redus decât ar fi fost necesar cercetărilor noastre. Vom face totuşi încercarea de a exprima prin calcul rezultatul acestor măsurători, pentru a constitui astfel o bază de pornire pentru cercetări ulterioare.

Bineînţeles că în primă aproximaţie vom considera terenul isotrop şi omogen, întrucât, în caz contrar, ecuaţiile diferenţiale devin deosebit de complicate, numai pentru determinarea coeficienţilor de elasticitate, în ipoteza unei legi lineare de gen Hooke, fiind necesare nu mai puţin de 36 de serii de citiri, pe când noi dispunem în total de 8 puncte în care s'au postat seismografele.

Fie deci

$$\begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix}$$

tensorul, presupus simetric, al tensiunilor din sol şi u, v, w, deformaţiile acestuia după direcţiile celor trei axe de coordonate, iar X, Y, Z, componentele forţelor repartizate în volum, acţionând asupra unităţii de masă. Fie de asemenea ρ masa specifică medie a solului. Ecuaţiile mişcării vor fi

$$\left.\begin{aligned} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + \rho X, \\ \rho \frac{\partial^2 V}{\partial t^2} &= \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + \rho Y, \\ \rho \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} &= \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \rho Z. \end{aligned}\right\} \tag{1}$$

Pe de altă parte, în baza legii lui Hooke, care exprimă legătura dintre deformaţii şi tensiuni, avem

$$\left.\begin{aligned} \sigma_x &= 2G\left(\varepsilon_x + \frac{\theta}{m-2}\right); \quad \tau_{xy} = G\gamma_{xy}, \\ \sigma_y &= 2G\left(\varepsilon_y + \frac{\theta}{m-2}\right); \quad \tau_{yz} = G\gamma_{yz}, \\ \sigma_z &= 2G\left(\varepsilon_z + \frac{\theta}{m-2}\right); \quad \tau_{zx} = G\gamma_{zx}. \end{aligned}\right\} \tag{2}$$

Aici, pentru tensorul deformaţiilor, am pus

$$\left.\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x}; \quad \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}; \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}, \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}; \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}; \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}, \end{aligned}\right\} \tag{3}$$

precum și

$$\theta = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z}. \tag{4}$$

Cu aceste valori, introduse în ecuațiile (1), obținem

$$\left.\begin{aligned} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= G\left(\Delta u + \frac{m}{m-2}\frac{\partial \theta}{\partial x}\right) + \rho X, \\ \rho \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} &= G\left(\Delta v + \frac{m}{m-2}\frac{\partial \theta}{\partial y}\right) + \rho Y, \\ \rho \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} &= G\left(\Delta w + \frac{m}{m-2}\frac{\partial \theta}{\partial z}\right) + \rho Z, \end{aligned}\right\} \tag{5}$$

unde $\Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$ reprezintă operatorul diferențial al lui Laplace, G modulul de alunecare și m coeficientul lui Poisson.

Dacă notăm

$$\left.\begin{aligned} \bar{u} &= u\bar{i} + v\bar{j} + w\bar{k}, \\ \bar{F} &= X\bar{i} + Y\bar{j} + Z\bar{k}, \end{aligned}\right\} \tag{6}$$

și ținem seama că după (4) avem

$$\theta = \operatorname{div} \bar{u},$$

obținem ecuația vectorială

$$\rho \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial t^2} = G \cdot \Delta \bar{u} + \frac{m}{m-2} \operatorname{grad} \operatorname{div} \bar{u} + \rho \bar{F}, \tag{7}$$

care se modifică ușor, observând că

$$\Delta \bar{u} = \operatorname{grad} \operatorname{div} \bar{u} - \operatorname{rot} \operatorname{rot} \bar{u},$$

în:

$$\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \left(1 + \frac{m}{m-2}\right) G \operatorname{grad} \operatorname{div} \bar{u} - G \operatorname{rot} \operatorname{rot} \bar{u} + \rho \bar{F}. \tag{8}$$

Pentru a ușura integrarea acestei ecuații se exprimă atât câmpul forțelor $\bar{F}$ cât și acela al deformațiilor $\bar{u}$, cu ajutorul unor câmpuri irotaționale și solenoidale

$$\left.\begin{aligned} \bar{F} &= \operatorname{grad} U + \operatorname{rot} \bar{L}, \\ \bar{u} &= \operatorname{grad} \varphi + \operatorname{rot} \bar{A}. \end{aligned}\right\} \tag{9}$$

Prin introducerea acestora în ecuația (8) și prin anularea expresiilor de sub semnul *grad*, respectiv *rot*, se obțin ecuațiile

$$\left.\begin{aligned} \rho \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} &= \left(1 + \frac{m}{m-2}\right) G \Delta \varphi + \rho U, \\ \rho \frac{\partial^2 \bar{A}}{\partial t^2} &= G \Delta \bar{A} + \rho \bar{L}. \end{aligned}\right\} \tag{10}$$

Prima ecuaţie, scalară, exprimă undele de compresiune şi expansiune, care se desfăşoară longitudinal (radial). Ecuaţia a doua, vectorială, exprimă undele transversale, numite şi solenoidale.

Viteza de propagare a undelor longitudinale este

$$c_l = \sqrt{\frac{2m-2}{m-2} \cdot \frac{G}{\rho}} \tag{11}$$

iar aceea a undelor transversale

$$c_t = \sqrt{\frac{G}{\rho}}. \tag{12}$$

Raportul dintre aceste două viteze este

$$\frac{c_l}{c_t} = \sqrt{\frac{2m-2}{m-2}} \tag{13}$$

şi cu valoarea $m = 4$, care după P o i s s o n corespunde celor mai multe corpuri, conduce în medie la valoarea, folosită şi în seismologie,

$$\frac{c_l}{c_t} = \sqrt{3}.$$

Ecuaţiile (10) se pot scrie şi sub forma

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} &= c_l^2 \Delta \varphi + U, \\ \frac{\partial^2 \overline{A}}{\partial t^2} &= c_t^2 \Delta \overline{A} + \overline{L}. \end{aligned}\right\} \tag{10'}$$

Se vede clar că ele reprezintă unde întreţinute, funcţiile perturbatoare fiind U şi $\overline{L}$.

Ecuaţiile omogene corespunzătoare se pot scrie sub forma

$$\frac{\partial^2 f_i}{\partial t^2} = c_i^2 \, \Delta f_i. \tag{14}$$

Aceste ecuaţii admit ca soluţii unde sferice pornind dela sursa punctiformă sau revenind către dânsa cu viteza de propagare C_i.

Soluţiile iau forma generală,

$$f_i = \frac{1}{r}\left[g_i (r - c_i t) + h_i (r + c_i t) \right], \tag{15}$$

unde g_i, h_i reprezintă unda care pleacă, respectiv cea care se întoarce, spre sursă. Funcţiile g_i, h_i, pot fi scalare sau vectoriale, după tipul ecuaţiei.

Ecuaţiile neomogene (10), respectiv (10'), admit, în ipoteza simplificatoare a unei surse punctiforme, ca soluţii generale, soluţiile generale (15), la care se adaugă câte o soluţie particulară a ecuaţiei neomogene corespunzătoare.

Pentru a găsi aceste soluții particulare, să revenim la prima dintre relațiile (9), cu ajutorul căreia descompunem vectorii $\bar{u}$ și $\bar{F}$ în câte un vector irotațional și unul solenoidal.

Din relația

$$\bar{F} = \text{grad } U + \text{rot } \bar{L}, \tag{9}$$

cu ajutorul teoriei potențialelor, se deduce

$$U(x, y, z, t) = -\frac{1}{4\pi}\int_{V_1} \bar{F}(x_1, y_1, z_1, t) \cdot \text{grad}_P\left(\frac{1}{r}\right) dV_1, \tag{16}$$

unde

$$r = \left[(x - x_1)^2 + (y - y_1)^2 + (z - z_1)^2\right]^{\frac{1}{2}}; \quad dV_1 = dx_1 \cdot dy_1 \cdot dz_1,$$

iar integrarea se aplică întregului spațiu V_1, în care există câmpul de forțe $\bar{F}(x_1, y_1, z_1, t)$, în timp ce gradientul se aplică în punctul $P(x, y, z, t)$, pentru care se calculează potențialul U.

In mod analog,

$$\bar{L}(x, y, z, t) = -\frac{1}{4\pi}\int_{V_1} \bar{F}(x_1, y_1, z_1, t) \times \text{grad}_P\left(\frac{1}{r}\right) dV_1. \tag{17}$$

Ecuațiile (10′)

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} - c_l^2 \Delta\varphi = U, \quad \frac{\partial^2 \bar{A}}{\partial t^2} - c_l^2 \Delta\varphi = \bar{L}$$

admit soluțiile particulare (potențiale întârziate tip Lorentz)

$$\begin{aligned} \varphi(\xi, \eta, \zeta, t) &= \frac{1}{4\pi c_l^2}\int_V \frac{1}{R} U\left(x, y, z, t - \frac{R}{c_l}\right) dV, \\ \bar{A}(\xi, \eta, \zeta, t) &= \frac{1}{4\pi c_l^2}\int_V \frac{1}{R} \bar{L}\left(x, y, z, t - \frac{R}{c_l}\right) dV, \end{aligned} \tag{18}$$

unde

$$R = [(\xi - x)^2 + (\eta - y)^2 + (\xi - z)^2]^{1/2}$$

este distanța dintre punctul $M(\xi, \eta, \zeta)$, în care se determină «potențialele» φ și $\bar{A}$ și punctul generic $P(x, y, z)$ al spațiului V, în care sunt repartizate «masele» U, respectiv $\bar{L}$.

In cazul nostru special, soluția căutată pentru deformație,

$$\bar{u} = \text{grad } \varphi + \text{rot } \bar{A}, \tag{19}$$

trebue particularizată pentru forțele care lucrează în sursă. Cum bătăile ciocanului sunt verticale, vom considera o forță $f(t)$ periodică, lucrând după o verticală ce trece prin sursă. Pentru a ușura integrarea relațiilor (16) și (17), vom considera că forța $f(t)$ este uniform repartizată în volumul foarte mic V_1 din jurul sursei, cu densitatea $\dfrac{f(t)}{V_1 \cdot \rho}$ pentru unitatea de masă.

Dacă stabilim originea coordonatelor în sursă şi luăm ca axă OX verticala după care lucrează forţa $f(t)$, obţinem, cu notaţiile de până acum şi cu $r^2 = x^2 + y^2 + z^2$,

$$U = -\frac{1}{4\pi\rho} f(t) \cdot \frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{1}{r}\right),$$
$$\bar{L} = -\frac{1}{4\pi\rho} f(t) \cdot \bar{i} \times \operatorname{grad}_P\left(\frac{1}{r}\right). \tag{20}$$

Aceste valori introduse în relaţiile (18) conduc la expresiile

$$\left.\begin{aligned} \varphi &= -\frac{1}{4\pi\rho} \frac{\partial \frac{1}{r}}{\partial \xi} \int_0^{r/c_l} \tau f(t-\tau)\, d\tau, \\ \bar{A} &= -\frac{1}{4\pi\rho} \bar{i} \times \operatorname{grad}_M\left(\frac{1}{r}\right) \int_0^{r/c_t} \tau f(t-\tau)\, d\tau, \end{aligned}\right\} \tag{21}$$

unde am pus

$$r^2 = \xi^2 + \eta^2 + \zeta^2.$$

Punând pentru simplitate

$$\psi(r, t) = \int_{r/c_l}^{r/c_t} \tau \cdot f(t-\tau)\, d\tau, \tag{22}$$

ajungem pentru deformaţia $\bar{u}$ a solului la expresia

$$\bar{u} = \frac{1}{4\pi\rho} \cdot \psi(r,t) \cdot \operatorname{grad}\left(\frac{\partial(1/r)}{\partial \xi}\right) +$$
$$+ \frac{1}{4\pi\rho} \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial r}{\partial \xi} \cdot \operatorname{grad} r \left[\frac{f\left(t - \frac{r}{c_l}\right)}{c_l^2} - \frac{f\left(t - \frac{r}{c_t}\right)}{c_t^2}\right] + \tag{23}$$
$$+ \bar{i} \cdot \frac{f\left(t - \frac{r}{c_t}\right)}{4\pi c_t^2 r}.$$

Aparatura seismică folosită nu permite să se decaleze decât componenta după verticală a vectorului deformaţiei $\bar{u}$ a solului.

O atenţie deosebită trebue dată alegerii formei pentru funcţia $f(t)$, care reprezintă trenul de unde ce porneşte din sursa punctiformă.

Prin asemănare cu funcţiile impulsive $\delta(t)$ sistem Dirac din mecanica cuantică, vom admite că

$$f(t) = a \frac{\sin \lambda t}{t}. \tag{24}$$

Această funcție (fig. 11), de tip Dirichlet, introdusă în analiză cu prilejul studierii seriilor Fourier, are în origine valoarea $f(0) = a\lambda$, care poate fi făcută oricât de mare prin alegerea corespunzătoare a lui λ și a. In schimb, pentru t foarte mare, ea tinde către zero. Este deci o funcție foarte potrivită să reproducă un tren de unde, și aceasta apare mai clar dacă se compară forma curbei $y = \frac{\sin \lambda t}{t}$ cu curba ridicată de seismograf în punctul 3 (fig. 10).

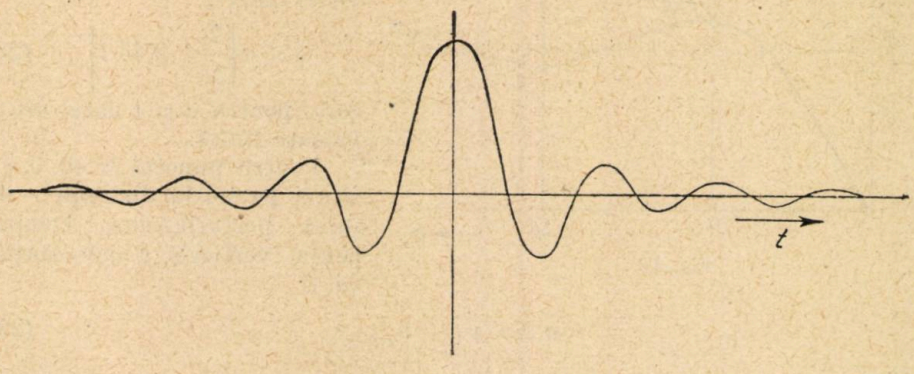


Fig. 11

Pentru trenuri de unde mai complicate se pot suma câteva asemenea expresii convenabil decalate în timp.

Cu ajutorul acestei funcții obținem

$$\left.\begin{aligned} \psi(r, t) &= \int_{r/c_l}^{r/c_t} \tau f(t-\tau)\, d\tau \\ &= a\int_{r/c_l}^{r/c_t} \tau \frac{\sin \lambda (t-\tau)}{t-\tau} d\tau \\ &= \frac{a}{\lambda}\left[\cos\left(\frac{r}{c_l}-t\right) - \cos\left(\frac{r}{c_t}-t\right)\right] + at\int_{\lambda\left(\frac{r}{c_l}-t\right)}^{\lambda\left(\frac{r}{c_t}-t\right)} \frac{\sin u}{u} du \end{aligned}\right\} \quad (25)$$

și, folosind transcendenta sinus-integral

$$Si(u) = \int_0^u \frac{\sin u}{u} du, \quad (26)$$

putem scrie

$$\psi(r, t) = \frac{a}{\lambda}\left[\cos\left(\frac{r}{c_l}-t\right) - \cos\left(\frac{r}{c_t}-t\right)\right] + at\left[Si\,\lambda\left(\frac{r}{c_t}-t\right) - Si\,\lambda\left(\frac{r}{c_l}-t\right)\right]. \quad (27)$$

Observăm că funcţia $Si\ (u)$ are forma din figura 12 şi înregistrează un maxim în valoare de $\sim 1{,}853$ pentru argumentul $u = \pi$ şi un minim de $\sim 1{,}43$ pentru argumentul $u = 6{,}5$.

Cum din cauza valorii mari a lui λ, argumentele în expresiile termenului al 2-lea din membrul din dreapta al relaţiei (27) sunt mai mari decât $u = \pi$, rezultă că oscilaţia expresiei din paranteză este mai mică decât $1{,}853 - 1{,}43 \cong 0{,}43$, astfel încât

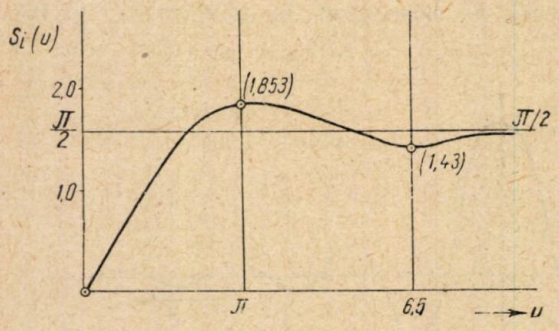


Fig. 12

$$\psi \leqslant a\left[\frac{2}{\lambda} + 0{,}43\ t\right] \tag{28}$$

care, pentru a şi t date, are o valoare finită.

Pentru punctul $M\ (0, 0, r)$, situat pe sol la distanţa r de sursa perturbaţiilor, componenta verticală a deformaţiei va fi

$$u\,\xi = u_1 + u_2, \tag{29}$$

unde

$$u_1 = -\frac{1}{r^3} \cdot \frac{1}{4\pi\rho} \cdot \psi\ (r, t) \tag{30}$$

iar

$$u_2 = \frac{1}{4\pi\rho c_t^2} \cdot \frac{1}{r} \cdot a\ \frac{\sin\ \lambda\left(t - \dfrac{r}{c_t}\right)}{t - \dfrac{r}{c_t}}. \tag{31}$$

In expresia (30), funcţia $\psi\ (r, t)$ are valoarea dată de relaţia (27).

Am arătat însă că pentru un t dat, funcţia $\psi\ (r, t) \leqslant a\left[\dfrac{2}{\lambda} + 0{,}43\ t\right]$, care este finită. Dacă r creşte, valoarea lui u_1 descreşte cu $1/r^3$ şi devine deci repede neglijabilă.

In consecinţă, la o oarecare distanţă de sursă vom putea pune

$$u_\xi = u_2. \tag{32}$$

Pe de altă parte, nu trebue pierdut din vedere că o bună parte din energia de şoc se consumă în sol prin frecări interne, ceea ce ar cere un termen de dispersie în ecuaţiile (10′). Aceasta se poate exprima simplificat prin introducerea unui factor de amortizare

$$k = e^{-\beta r},$$

care ar reda reducerea amplitudinii în raport cu distanţa. Coeficientul β ar depinde evident de natura solului.

In consecință, la o oarecare distanță de sursă se poate lua

$$u_\xi \cong \frac{a}{4\pi\rho\, c_t^2} \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\sin \lambda \left(t - \frac{r}{c_t} \right)}{t - \frac{r}{c_t}} \cdot e^{-\beta r}. \qquad (33)$$

Seismogramele înregistrate verifică cel puțin calitativ această relație.

Pentru a putea compara această relație cu ridicările experimentale, este necesar să cunoaștem viteza de propagare c_t a undelor transversale.

In acest scop, vom compara măsurătorile cu unele calcule simple bazate pe date empirice.

Din tabloul Nr. 1 se extrag în acest scop datele referitoare la punctele 1 — 4, și anume cele redate în tabloul Nr. 2.

Tabloul Nr. 2

Punctul unde s'a măsurat	Distanța față de sursă m	Amplitudinea maximă măsurată la seismometrul captor μ	Decalajul față de punctul martor s
1	45	166	
2	75	106	0,076
3	105	58	0,11
4	135	15	0,06

Considerând solul alcătuit din argilă compactă, putem lua

$$\rho \approx \frac{2\,000\ \text{kg/m}^3}{9{,}81\ \text{m/s}^2} \approx 200\ \frac{\text{kg.s}^2}{\text{m}^4}$$

iar cu valoarea

$$m = 4$$

a coeficientului lui Poisson,

$$G = \frac{m}{2\ (m+1)}\, E = 0{,}4\, E.$$

Din cauza plasticității solurilor argiloase, nu se pot indica valori precise pentru modulul lor de elasticitate E, întrucât el variază cu solicitarea. Totuși, cum în cazul nostru eforturile suportate sunt minime, se poate conta pe o comportare elastică a terenului în cursul experiențelor, astfel încât se poate introduce un modul mediu de elasticitate, care trebue apreciat la

$$E = 5\,000 \div 10\,000\ \text{kg/cm}^2.$$

O verificare oarecare a acestor cifre se poate face pornind dela « coeficientul de tasare verticală C_z », pentru care D. D. Barkan [1]) dă valoarea

$$C_z = 4 \div 10$$

[1]) D. D. Barkan, *Mașinostroenie*. Mașghiz, Moscova, 1948, v. I_2, p. 155.

la argile compacte. Or, din teoria rezistenţei materialelor, rezultă

$$C_z = \frac{E}{\sigma . \delta},$$

unde σ este solicitarea admisibilă, iar δ, grosimea păturii elastice.

Cum în cazul nostru fundaţia pătrunde mai mult de 200 cm în pământ, putem aprecia

$$\delta \cong 200 \text{ cm}$$

iar pentru argilă compactă

$$\sigma \cong 6 \text{ kg/cm}^2.$$

Deci,

$$E = C_z \sigma\delta = (4 \div 10) \cdot 6 \cdot 200 = 4\,800 \div 12\,000 \text{ kg/cm}^2$$

(cum s'a estimat).

Punând în calcul aceste valori, avem

$$G = 0{,}4\,E \cong 2\,000 \div 4\,800 \text{ kg/cm}^2$$

şi, prin urmare,

$$c_t = \sqrt{\frac{G}{\rho}} = \sqrt{\frac{(2000 \div 4\,800)\,10^4}{200}} = 315 - 490 \text{ m/s}.$$

Cu ajutorul datelor citate mai sus se poate întocmi tabloul Nr. 3.

Tabloul Nr. 3

Porţiunea	Distanţa m	Decalajul în timp s	Viteza fazelor m/s
1 — 2	30	0,076	395
2 — 3	30	0,11	285
3 — 4	30	0,06	500
		$\Delta t_m \cong 0{,}08$	$C_m = 395$ m/s

Se observă că datele cuprinse în acest tablou sunt foarte aproape de calculul de mai sus.

Pe de altă parte, o diminuare a amplitudinii cu distanţa este clar vizibilă.

In calcule se pot deci pune, pe baza celor de mai sus, valorile simple

$$\rho \cong 200 \frac{\text{kg} \cdot \text{s}^2}{\text{m}^4},$$

$$c_t = 395 \text{ m/s} \div 400 \text{ m/s}.$$

Cu aceste valori şi cu datele diagramelor, s'ar putea încerca determinarea lui a şi λ şi verifica în ce măsură indicaţiile seismografelor se apropie de rezultatele formulei propuse.

Este evident că față de numeroasele simplificări făcute, formula (33) nu poate avea o aplicabilitate generală. Totuși, o formulă de tipul

$$u_\xi = \frac{A_0}{\rho c_t^2} \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\sin \lambda \left(t - \frac{r}{c_t} \right)}{t - \frac{r}{c_t}} \cdot e^{-\beta r} \tag{34}$$

care ține seama de natura solului prin ρ_1, c_t și β și de forma trenului de unde prin A_0 și λ, rămâne utilizabilă la distanțe ceva mai mari de sursă.

Coeficientul λ se determină, după cum urmează, cu ajutorul seismogramelor.

Pentru un maxim al sinusoidei trebue să avem

$$\lambda \left(t_1 - \frac{r}{c_t} \right) = \left(2k + \frac{1}{2} \right) \pi$$

iar pentru maximul următor

$$\lambda \left(t_2 - \frac{r}{c_t} \right) = \left[2(k+1) + \frac{1}{2} \right] \pi$$

dacă măsurătorile se fac în același punct; prin diferență obținem

$$\lambda = \frac{2\pi}{t_2 - t_1}. \tag{35}$$

In cazul de față, dintr'una din diagramele culese rezultă

$$t_2 - t_1 = 0{,}026 \text{ s}$$

ceea ce conduce pentru λ la valoarea

$$\lambda = 2\pi : 0{,}026 \cong 240 \text{ s}^{-1}.$$

In continuare observăm că funcția lui Dirichlet

$$\frac{\sin \lambda u}{u}$$

are valoarea maximă pentru $u = 0$ când ia valoarea λ. In consecință, pentru orice punct, cu condiția ca $t - \frac{r}{c_t} = 0$, vom avea valoarea maximă a deformației

$$u_{\max} = \frac{A_0}{\rho c_t^2} \cdot \frac{1}{r} \cdot \lambda \cdot e^{-\beta r}. \tag{36}$$

Dacă nu ținem seamă de dispersie ($\beta = 0$) și considerăm terenul omogen și isotrop, putem scrie

$$u_{\max} \cdot r = \frac{A_0}{\rho c_t^2} \cdot \lambda = \text{const.} \tag{37}$$

Această relaţie, extrem de importantă, *poate fi verificată direct după indicaţiile seismografelor.*

Intr'adevăr, măsurătorile au dat pentru acest produs valorile cuprinse în tabloul Nr. 4.

Verificarea calitativă în punctele 1 — 3 este clară. Punctul 4 arată un salt brusc, despre care se poate afirma, fără a fi făcut măcar vreun control la faţa locului, că se datoreşte unei schimbări brusce a naturii terenului. Această explicaţie este justificată şi prin valoarea mare pe care o ia viteza de propagare în vecinătatea acestui punct (500 m/s), ceea ce indică un teren mai compact şi deci deformaţii mai mici.

Tabloul Nr. 4

Punctul unde s'a măsurat	Amplitudinea maximă măsurată la seismometrul captor u_{max} μ	Distanţa faţă de sursă r m	$u_{max.}\, r$ m·μ
1	166	45	7470
2	106	75	7950
3	58	105	6090
4	15	135	2025

Dacă determinările ar fi fost mai numeroase, s'ar fi putut calcula constantele A_0 şi β şi verifica apoi relaţia (36) şi în alte puncte.

Este interesant să semnalăm că, în practică, pentru a urmări propagarea trepidaţiilor se folosesc formule de o structură apropiată de cea găsită mai sus.

Astfel, cunoscutul ghid enciclopedic *Maşinostroenie* indică în volumul 14 două formule, care, cu notaţiile din această lucrare, se scriu sub forma

$$u_{max} \cdot r^{1/2} \cdot e^{\beta r} = \text{const.} \qquad (\text{pentru } r \geqslant 10 \text{ m}), \tag{38}$$

$$u_{max} \cdot r = \text{const.} \qquad (\text{pentru } r < 10 \text{ m}). \tag{39}$$

Ultima relaţie este identică cu formula simplificată (37), pe care am folosit-o cu ajutorul datelor experimentale.

Pentru formula (38), care *nu* este verificată de datele culese experimental, sursa citată indică valori ale coeficientului de amortizare β care oscilează între 0,025 pentru terenuri nisipoase şi 0,125 pentru terenuri calcaroase şi stâncoase.

Dacă în locul formulei (37) am folosi relaţia

$$u_{max} \cdot r \cdot c_t^2 = \text{const.}, \tag{40}$$

am constata o apropiere între valorile luate de primul membru în punctele 3 şi 4. Intr'adevăr, presupunând că viteza medie din porţiunea 2 — 3 este valabilă în punctul 3 şi cea din porţiunea 3—4 în punctul 4, obţinem datele cuprinse în tabloul Nr. 5, din care rezultă că valorile obţinute sunt aproximative.

Tabloul Nr. 5

Punctul unde s'a măsurat	$u_{max} \cdot r$ m·μ	c_t m/s	$u_{max} \cdot r \cdot c_t^2$ $\frac{m^4}{s^2}$
3	6090	285	495
4	2025	500	506

Dacă am introduce şi valorile respective pentru ρ şi β, este de aşteptat pentru toate punctele o concordanţă calitativă acceptabilă.

Consecinţa acestor constatări este că, pentru urmărirea propagării trepidaţiilor în sol, poate fi folosită formula

$$u_{max} \cdot r \cdot c_t^2 \cdot \rho \cdot e^{\beta r} = \text{const.}, \tag{41}$$

care la teren omogen şi distanţe nu prea mari se poate reduce la formula

$$u_{max} \cdot r = \text{const.} \qquad (37)$$

Este clar că c_t, ρ şi β trebue determinaţi experimental, pentru fiecare tip de teren în parte.

Un alt punct câştigat este că o formulă de tipul (38) nu trebue întrebuinţată, întrucât structural nu corespunde unei soluţii sferice a ecuaţiei undelor şi practic nu este verificată de datele culese experimental.

In încheiere, se poate spune că deşi ipotezele folosite în calcul sunt departe de a corespunde situaţiei reale, totuşi soluţiile rezultate din folosirea ecuaţiei undelor elastice în teren omogen şi isotrop pot fi astfel alese încât să permită o urmărire, acceptabilă practic, a propagării trepidaţiilor prin sol.

Evident că formula propusă nu poate fi considerată ca definitivă şi este tot atât de clar că numai prin cercetări susţinute se poate ajunge la o asemenea formulă.

In concluzie, se pot spune deci următoarele:

1. Este plauzibil să se considere că intensitatea undelor de şoc scade invers proporţional cu distanţa dela sursă.

2. Pentru determinări precise şi concludente este necesar un studiu prealabil al naturii şi caracteristicilor solului în zona de cercetare.

3. Pentru a se determina influenţa dispersiei sunt necesare experienţe metodice în terenuri variate, omogene şi pe cât posibil isotrope.

4. Odată cunoscute caracteristicile diferitelor tipuri de terenuri, pe baza unor probe simple la locul cercetării, se va putea stabili în fiecare punct coeficientul de dispersie corespunzător.

5. Experienţele viitoare trebue făcute, pe cât posibil, cu aparate cu înregistrare multiplă pe bandă unică.

6. In ceea ce priveşte alegerea funcţiei care reprezintă trenul de unde, evident că şi aceasta trebue pusă de acord cu rezultatul înregistrărilor.

ИССЛЕДОВАНИЕ В СВЯЗИ С РАСПРОСТРАНЕНИЕМ ВИБРАЦИЙ, ПРОИЗВОДИМЫХ КУЗНЕЧНЫМ МОСТОВЫМ МОЛОТОМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Предметом этого сообщения является развитие простой формулы, допускающей расчетные исследования распространения в почве вибраций, производимых сильными ударами кузнечных мостовых молотов или же другими подобными им машинами.

В основу этих исследований положен ряд измерений, произведенных с помощью сейсмических аппаратов на одном из металлургических заводов Бухареста, близ кузнечного молота весом в 1,5 тонн.

Принимая во внимание незначительный порядок величины зарегистрированных вибраций, предполагается, что земля ведет себя как идеально упругая среда, модуль Юнга которой был определен с помощью известных коэффициентов вертикальной податливости. Для расчета вибраций почвы была применена теория шаровых упругих волн однородной и изотропной среды, порожденных периодической силой,

действующей в направлении вертикальной оси молота и имеющей следующую форму, предложенную нам функцией Дирихле

$$f(t) = a\frac{\sin \lambda t}{t}\cdot$$

В этом выражении

t — обозначает время,

a — амплитуду, имеющую размерность известной силы,

λ — числовой множитель, зависящий от формы кривой, представляющей последовательность ударных волн.

Для вертикальной слагающей почвенных вибраций для любой точки поверхности получается выражение:

$$u = u_1 + u_2,$$

к котором

$$u_1 = -\frac{1}{r^3}\cdot\frac{1}{4\pi\rho}\psi(r,t)$$

$$u_2 = \frac{1}{4\pi\rho c_t^2}\cdot\frac{1}{r}\cdot a\cdot\frac{\sin\lambda\left(t=\frac{r}{c_t}\right)}{t-\frac{r}{c_t}};\ \psi = \int_{r/cl}^{r/c_t}\tau\cdot f(l-\tau)\cdot d\tau$$

где «r» обозначает расстояние между точкой приложения силы $f(t)$ и точкой, для которой отыскивается вертикальное перемещение c_t c_e скорости распространения поперечных и продольных почвенных волн, «ρ». — удельная масса почвы.

Можно заметить, что членом «u_1», начиная от некоторого минимального значения расстояния «r» (например 10 метров), можно пренебречь, так что предыдущая формула может быть сведена к следующей упрощенной форме:

$$u = \frac{A}{\rho c_t^2}\cdot\frac{1}{r}\cdot\frac{\sin\lambda\left(t-c\frac{r}{c_t}\right)}{t-\frac{r}{c_t}}\cdot e^{-\beta r}$$

для любого расстояния, превышающего некую минимальную данную величину.

Коэффициент амортизации $e^{-\beta r}$ имеет здесь в виду явления рассеяния. Так как для $t-\frac{r}{c_t}=$ const. постоянной величине фазы распространяются без изменения, распространение вибраций можно рассматривать с помощью соотношения, имеющего форму:

$$u_{max}\cdot\rho c_t^2\cdot r\cdot e^{\beta r} = \text{const.}$$

Рассматривая почву, как однородную и изотропную среду, пренебрегая рассеянием, получаем упрощенное соотношение:

$$u_{max}\cdot r = \text{const.},$$

формула, проверяемая качественно опытными данными.

Проверка становится и количественной, если иметь в виду эффект скорости распространения

$$u_{max} \cdot r \cdot c_t^2 = \text{const.},$$

что позволяет учитывать также резкие изменения состава почвы.

Эти результаты позволяют утверждать, что, располагая достаточным количеством опытных данных, касающихся поведения почвы и следуя по пути, намеченному в этом сообщении, возможно изучить с удовлетворительной для практики точностью распространение вибраций, произведенных в любой почве кузнечными молотами или же подобными им машинами.

RECHERCHES SUR LA PROPAGATION DES TRÉPIDATIONS CAUSÉES PAR LES MARTEAUX-PILONS DES FORGES

(RÉSUMÉ)

L'objet de cette Communication est le développement d'une formule simple, permettant de suivre par le calcul, la propagation dans le sol des trépidations dues aux chocs puissants des marteaux-pilons ou d'autres machines à fonctionnement similaire.

Une série d'enregistrements faits dans une usine métallurgique de Bucarest, avec des appareils séismiques, dans le voisinage d'un marteau de forge de 1,5 tonnes constituent la base de ces recherches.

Ayant en vue la faible valeur des ébranlements enregistrés, on a considéré que le sol se comporte comme un milieu parfaitement élastique, dont on a déterminé le module de Young à l'aide des coefficients de tassement vertical connus. Pour calculer les ébranlements du sol, on a appliqué la théorie des ondes sphériques élastiques d'un milieu homogène et isotrope, causées par une force périodique agissant suivant l'axe vertical du marteau-pilon, et ayant la forme suivante, suggérée par la fonction de Dirichlet:

$$f(t) = a \frac{\sin \lambda t}{t}$$

Dans cette expression t signifie le temps, a une amplitude ayant la dimension d'une force, λ un facteur numérique, dépendant de la forme de la courbe représentant le train d'ondes de choc.

On obtient pour la composante verticale de l'ébranlement du sol dans un point quelconque de la surface l'expression

$$u = u_1 + u_2$$

avec

$$u_1 = -\frac{1}{r^3} \cdot \frac{1}{4\pi\rho} \cdot \psi(r, t)$$

$$u_2 = \frac{1}{4\pi\rho c_t^2} \cdot \frac{1}{r} \cdot a \cdot \frac{\sin \lambda \left(t - \frac{r}{c_t}\right)}{t - \frac{r}{c_t}}; \quad \psi = \int_{r/c_l}^{r/c_t} \tau \cdot f(t - \tau) \cdot d\tau$$

où r signifie la distance entre le point d'application de la force $f(t)$ et le point dont on cherche le déplacement vertical, c_t, c_l, les vitesses de propagation des ondes transversales et longitudinales du sol, ρ, la masse spécifique du sol.

Il est clair que le terme u_1 devient négligeable à partir d'une certaine valeur minime de la distance r (10 m, par exemple) de sorte que l'on peut réduire la formule précédente à la forme plus simple:

$$u = \frac{A}{\rho c_t^2} \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\sin \lambda \left(t - \dfrac{r}{c_t} \right)}{t - \dfrac{r}{c_t}} \cdot e^{-\beta r}$$

pour toute distance dépassant le minimum indiqué. Le facteur $e^{-\beta r}$ tient ici compte de la dispersion. Comme pour $t - \dfrac{r}{c_t} = \text{const.}$ les phases se propagent inaltérées, on peut poursuivre la propagation des ébranlements à l'aide d'une relation de la forme

$$u_{\max} \cdot \rho \cdot c_t^2 \cdot r \cdot e^{\beta r} = \text{const.}$$

Si l'on considère le terrain homogène et isotrope, en négligeant la dispersion, on obtient simplement:

$$u_{\max} \cdot r = \text{const.}$$

formule que les données expérimentales vérifient qualitativement.

La vérification devient même quantitative, si l'on considère également l'effet de la vitesse de propagation:

$$u_{\max} \cdot r \cdot c_t^2 = \text{const.}$$

ce qui permet de tenir également compte des variations brusques de la nature du sol.

Ces résultats permettent d'affirmer qu'avec un nombre suffisant d'enregistrements du comportement du sol, la voie tracée dans cette Communication permettra de poursuivre avec une précision pratiquement satisfaisante, la propagation des ébranlements dus aux marteaux de forge ou aux autres engins à marche similaire dans n'importe quel terrain.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

ÎNCERCĂRI DE COMBATERE A SGOMOTULUI PRIN AUDIOPROTECTORI

DE

A. NECŞULEA

I. INTRODUCERE

La baza cercetărilor prezentate în cele ce urmează se află o problemă de protecţie a muncii care se referă la combaterea sgomotelor în industrie. Se ştie astăzi [1] că aceste sgomote de mare intensitate sonoră sunt dăunătoare sănătăţii muncitorilor şi producţiei. Combaterea lor se poate întreprinde în mai multe feluri şi anume:

1. Prin suprimarea sau atenuarea energiei sonore a sursei de sgomot.
2. Prin izolarea, cu ajutorul unor ecrane sonore, fie a locului unde se produce, fie a locului unde se recepţionează sgomotul.
3. Prin protecţia individuală a organului auditiv al celor aflaţi într'un câmp de sgomote.

Alegerea metodei de combatere a sgomotelor depinde de condiţiile tehnice şi economice care caracterizează cazul considerat.

In expunerea care urmează va fi desvoltată numai metoda protecţiei individuale prin dispozitive care, aplicate urechii, apără organul auditiv de sgomote. Aceste dispozitive au fost numite audioprotectori.

II. CUNOŞTINŢE TEORETICE FUNDAMENTALE

1. *Natura sgomotelor dăunătoare*

Din datele statistice şi experimentale obţinute de diverşi cercetători, se constată [1] că sgomotele sunt dăunătoare, în special când depăşesc nivelul de 80 db şi au dominante în compoziţia lor spectrală sunetele înalte. Cu toate că şi sunetele joase produc efecte de dispariţie a sensibilităţii auditive, se remarcă totuşi că efectul de dispariţie este mult mai pronunţat atunci când excitaţia dăunătoare o formează suntele de frecvenţe înalte, grupate în jurul frecvenţei de 4500 Hz.

2. *Condițiile impuse unui audioprotector*

Un audioprotector trebue să îndeplinească, după cum rezultă din cele de mai sus, următoarele condiții principale:

a) Să producă o atenuare sonoră până la limita, suportabilă, a urechii. Această atenuare este în medie de 30 db, deoarece sgomotul perturbator trece de 110 db numai în cazuri excepționale.

b) Să nu lase să treacă componentele înalte, când acestea sunt predominante în spectrul sgomotului perturbator.

Dar, înafară de aceste condiții indispensabile, legate de fiziologia urechii, mai sunt și alte cerințe secundare pe care trebue să le îndeplinească un audioprotector. El trebue, de exemplu, să fie ușor de purtat, să nu provoace iritații, să permită respirația urechii și să nu împiedece înțelegerea conversației.

3. *Principii de realizare a audioprotectorului*

Un audioprotector se poate realiza prin obturarea totală sau parțială a urechii. Obturarea este totală atunci când nicio bandă a spectrului auditiv nu pătrunde neatenuată la timpan și parțială când vorba sau o anumită bandă sonoră este auzită. Obturarea totală se poate face, fie prin acoperirea pavilionului urechii exterioare cu un ecran rigid, de forma unei cutii, care înconjoară pavilionul și se reazimă de pereții craniului, unde stabilește un contact perfect strâns, fie prin introducerea unui dop capabil să obtureze canalul auditiv al urechii externe.

Când materialul din care este construit capacul sau dopul poate fi considerat perfect rigid și etanșeizarea contactului cu pereții capului sau ai urechii este de asemenea perfectă, atunci atenuarea dispozitivului se poate calcula cu ușurință, cu ajutorul teoriei de propagare a sunetului prin două medii diferite, care în funcție de

Z_v = impedanța materialului capacului sau dopului = $\rho_v c_v$,
ρ_v = masa specifică a materialului,
c_v = viteza de propagare a sunetului prin material,
ρ_c = rezistența specifică a aerului,
h = grosimea peretelui, normal pe direcția de propagare a undei,
$\omega = 2\pi f = 2\pi x$ frecvența sunetului considerat, dă atenuarea

$$A_p = 10 \log \left[\cos^2 \frac{\omega}{c_v} h + \frac{1}{4} \left(\frac{Z_v}{\rho_c} + \frac{\rho_c}{Z_v} \right)^2 \sin^2 \frac{\omega}{c_v} h \right] \qquad (1)$$

care, în cazul când peretele dispozitivului audioprotector este subțire în raport cu lungimea de undă excitatoare și $\rho c \ll zv$, se transformă în

$$A_p = 10 \log \left(1 + \frac{\omega^2 m^2}{4 (\rho_c')^2} \right), \qquad (2)$$

unde m este masa pe unitatea de suprafață a peretelui dispozitivului.

Deși în practică nu avem de a face cu materiale cu desăvârșire rigide și nici cu închideri perfecte, aceste formule dau totuși rezultate destul de bune pentru dimensionarea pereților audioprotectorilor presupuși cu pereți rigizi și închidere totală.

In cazul astupării parţiale, care corespunde unor anumite tipuri de audioprotectori deschişi, calculele devin ceva mai complicate, deoarece, pe lângă atenuarea pereţilor, mai intervine şi efectul diferitelor perforaţii şi cavităţi introduse în circuitul de propagare a sunetului.

Prin urmare, închiderile imperfecte sau deschiderile voite, ca şi prezenţa diferitelor elemente elastice în structura audioprotectorilor, ne obligă ca în majoritatea cazurilor să-i tratăm ca pe nişte sisteme oscilante mecanice.

4. *Elementele analogiilor electro-mecanico-acustice*

Deoarece în majoritatea cazurilor un audioprotector poate fi asimilat cu un sistem oscilant, este util ca, pentru simplificarea calculelor necesare determinării proprietăţilor lui, să se recurgă la analogiile electro-mecanico-acustice.

Elementele invariabile, analoage ca funcţionare cu sistemele oscilante întâlnite în cursul expunerii, sunt trecute în tabloul Nr. 1, care rezumă toate analogiile adoptate în calcul [2].

Tabloul Nr. 1

Elementele analoage în sistemele oscilante

Sistemul electric		Sistemul mecanic		Sistemul acustic	
Tensiunea	U	Forţa	F	Presiunea	P
Curentul	I	Viteza liniară	V	Debitul	D
Inducţia	L	Masa	M	Masa acustică	$Ma = \frac{M}{S^2}$ *)
Rezistenţa	R	Rezistenţa mecanică ..	R_m	Rezistenţa acustică	R_a
Capacitatea	C	Capacitatea mecanică..	C_m	Capacitatea acustică	$C_a = \frac{V}{\rho c^2}$ **)

*) S = secţiunea coloanei de aer în mişcare, care are masa M;
**) V = volumul camerei de aer adiacentă la secţiunea S; ρ = masa specifică a aerului

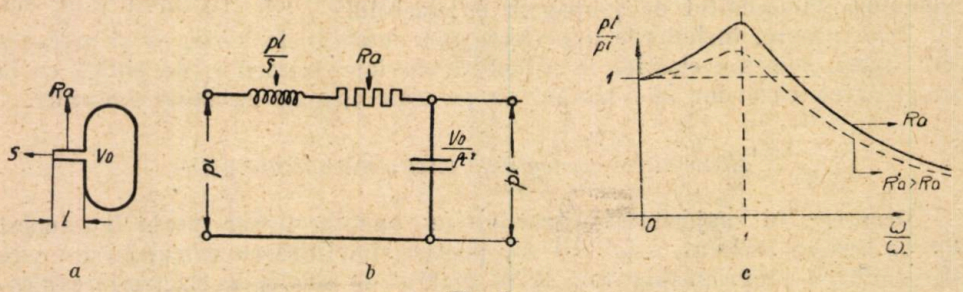
5. *Diferite categorii de audioprotectori şi calculul lor*

Calculele la un audioprotector se mărginesc la predeterminarea, pentru diferite frecvenţe audibile, a scăderii suferite de presiunea perturbatoare p_i de-a-lungul traseului care o transformă în presiunea aplicată timpanului p_t. Ele se fac după ce pereţii audioprotectorului au fost în aşa fel dimensionaţi, încât energia sonoră care pătrunde prin ei devine neglijabilă.

Audioprotectori cu închidere integrală. Oricare ar fi forma acestui tip de audioprotector se dimensionează întâi pereţii cu ajutorul formulei (2). Aplicând această formulă la cazul unui perete de tablă de fier de 1,5 mm grosime, obţinem, de exemplu la 500 Hz, o atenuare mai mare de 30 db.

Inchiderea integrală neputându-se realiza în practică, aerul care rămâne în spaţiul dintre suprafeţele de contact acţionează ca o masă acustică, prin care sunetele pătrund spre timpan. Volumul de aer mărginit de timpan, pereţii audioprotectorului şi perimetrul de contact imperfect constitue o capacitate

acustică legată de masa de mai sus. Sistemul se comportă ca un rezonator de tip Helmholtz, a cărui reprezentare, rețea echivalentă prin analogie și efect, se vede în figura 1,*a*,*b*,*c*,



a *b* *c*

Fig. 1

Funcția care dă variația presiunii aplicată timpanului se obține din analogia cu circuitul electric serie și este

$$\frac{|p_t|}{|p_i|} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{R_a V_0 \omega}{\rho c^2}\right)^2 + \left(\frac{\omega^2}{\omega_0^2} - 1\right)^2}} \tag{3}$$

Se vede că presiunea atinge un maximum pentru rezonanța circuitului

$$\omega = \omega_0 = c\sqrt{\frac{S}{l V_0}}$$

și că timpanul primește o tensiune superioară celei primite de audioprotector, ori de câte ori $\rho c^2 > R_a V_0 \omega$, adică ori de câte ori R_a nu este suficient de mare ca să amortizeze circuitul.

Prin urmare, între volumul V_0 și inertanța $\frac{\rho l}{S}$ trebue să se stabilească, printr'o justă dimensionare, o relație care să dea o frecvență de rezonanță inaudibilă și un amortisment potrivit, pentru ca audioprotectorul să aibă eficacitate.

Deși teoria precedentă se aplică și audioprotectorului în formă de dop rigid, ea este în special folosită la calculul audioprotectorului care îmbracă urechea externă ca un capac, așezat pe peretele capului.

Există și un audioprotector în formă de dop cu aripioare elastice, ca în figura 2, *a*.

Dacă reactanța datorită scăpărilor de aer prin spațiul rămas între aripioare și canalul urechii este atât de mare încât poate fi neglijată, față de impedanța audioprotectorului, atunci schema electrică echivalentă a sistemului se reduce la ceea ce se vede în figura 2, *b*. Calculul se face cu ajutorul ecuației

$$\frac{|p_t|}{|p_i|} = \frac{1}{\sqrt{(\omega R_m C_u)^2 + \left[\left(\frac{C_u}{C_m} + 1\right)\left(\frac{\omega^2}{\omega_0^2} - 1\right)\right]^2}} \tag{4}$$

Curba reprezentativă a ecuației este de aceeași formă cu cea din figura 1,*c*, dar, pe lângă parametrul R_m care dă amortizarea sistemului, ea mai depinde și de raportul $\frac{C_u}{C_m}$. Dacă supleţea aripioarelor este mult mai mare

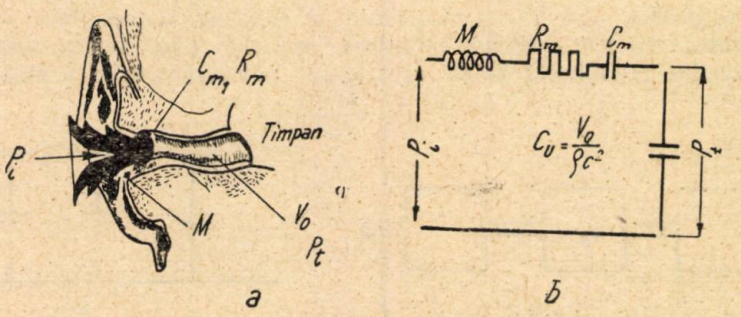


Fig. 2

decât capacitatea acustică a canalului auditiv, ea are un efect neglijabil și, în acest caz, schema echivalentă și valoarea audioprotectorului cu aripioare elastice, se obțin prin aceleași mijloace ca în cazul audioprotectorului rigid.

Audioprotectori cu membrană. Acest gen de audioprotectori se caracterizează printr'o membrană elastică subțire și practic lipsită de masă, situată între cavitatea mărginită de timpan și aerul în care se propagă sgomotul. Reactanța datorită etanșeității defectuoase fiind mult mai mare decât reactanța membranei, efectul ei poate fi neglijat, astfel încât reprezentarea audioprotectorului, cu schema electrică echivalentă și curba eficacității, se reduce la ceea ce se vede în figura 3, *a*,*b*,*c*.

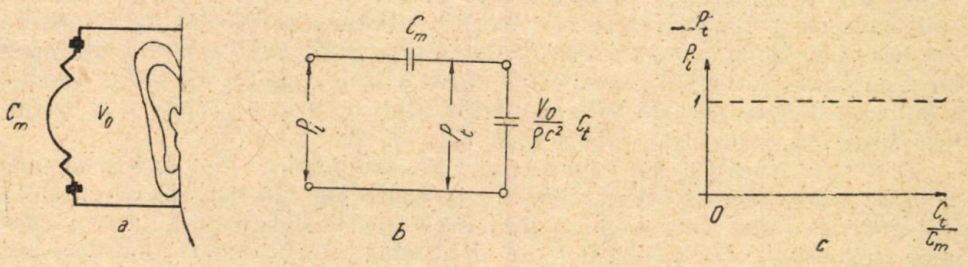


Fig. 3

Calculul se face cu ajutorul formulei

$$\frac{|p_t|}{|p_i|} = \frac{1}{1 + \frac{C_t}{C_m}} \tag{5}$$

Din formulă se vede că atenuarea acestui gen de audioprotector este independentă de frecvență și crește odată cu raportul C_t/C_m, adică, atunci când

volumul cavității mărginite de timpan este mare și are astfel o capacitate mult superioară aceleia corespunzătoare membranei.

Audioprotectori deschiși. Această categorie cuprinde audioprotectorii în care comunicația între canalul auditiv și exterior este realizată în mod voit, fie pentru a anula efectul reactanței datorită unei închideri imperfecte, fie pentru a păstra permanent timpanul în contact cu presiunea atmosferică. Audioprotectorii din această categorie, realizați până acum, sunt de tipul rezonatorului Helmholtz și se calculează potrivit teoriei arătate mai sus.

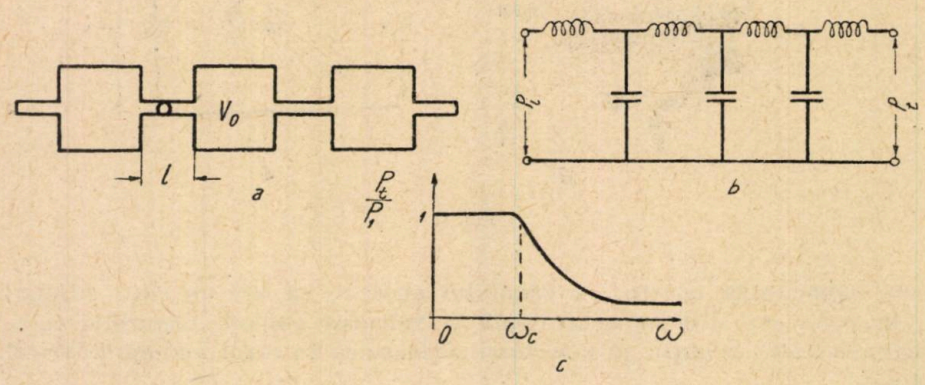


Fig. 4

Tot în această categorie intră și audioprotectorul de tipul filtru lasă-joase, propus și realizat de noi. La baza acestei realizări a stat constatarea că toți audioprotectorii deschiși au o frecvență de rezonanță pentru care presiunea acustică pe timpan poate să întreacă presiunea undei sonore excitatoare, dacă amortizarea nu este destul de mare. Obținerea unei amortizări suficiente, ca și dimensionarea care asigură scoaterea frecvenței de rezonanță din banda audibilă, prezintă adesea dificultăți mari. Soluția care evită creșterea presiunii, indiferent de rezistența de amortizare, este tocmai filtrul acustic lasă-joase. Filtrul aceasta este construit dintr'o serie de celule care comunică între ele prin niște tuburi mici (fig. 4, *a*).

Teoria ne arată [2] că, prin analogia electrocaustică (fig. 4, *b* și *c*), calculul se poate face folosind relațiile cunoscute ale filtrelor electrice. Dacă frecvența de tăiere este impusă, deci dacă ω_c este dat, atunci, pentru anumite dimensiuni ale cavităților, se determină dimensiunile tuburilor, sau pentru anumite dimensiuni ale tuburilor se determină dimensiunile cavităților cu ajutorul formulei $\omega_c = \frac{2}{\sqrt{LC}}$, care acustic devine $\omega_c = 2C\sqrt{\frac{S}{lV_0}}$ (6)

Aceste relații sunt valabile numai în domeniul în care frecvențele cele mai înalte cu care avem de-a-face, dau lungimi de unde mai mici decât lungimile corespunzând unei optimi din cea mai mare dimensiune a filtrului. Valabilitatea formulelor este, prin urmare, limitată numai la partea inferioară a spectrului sonor al sgomotului, deoarece aplicarea lor la frecvențele înalte este condiționată de construcția unor filtre cu dimensiuni foarte mici, care practic nu pot fi realizate.

Pentru aceste frecvenţe intervine teoria propagării undelor sonore. Această teorie, aplicată în cazul propagării în tuburi cu branşamente laterale [3], cum poate fi considerat un filtru în care tuburile intră în cavităţi, ca în figura 5, *a*, *b*, arată că la lungimi de undă corespunzătoare cu dimensiunile filtrului, apar pe lângă benzile de frecvenţă atenuate şi benzi neatenuate.

Benzile atenuate se centrează în jurul frecvenţelor corespunzătoare situaţiilor în care lungimea celulei de filtraj devine egală cu un număr impar de sferturi de lungimi de undă. Benzile lăsate să treacă se centrează în

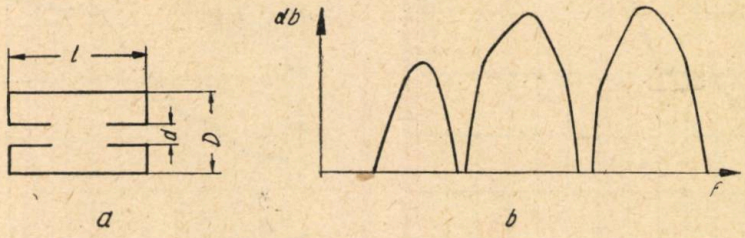


Fig. 5

jurul frecvenţelor, pentru care lungimea celulei reprezintă un multiplu din jumătatea lungimii de undă. Lăţimea benzii atenuate, ca şi valoarea atenuării pe celulă, depind de raportul S/s al secţiunilor corespunzătoare diametrelor D şi d ale celor două tuburi concentrice din care este construită celula de filtraj.

Singura condiţie pentru ca teoria propagării şi cele arătate mai sus să rămână valabile, este ca undele în conducta principală, de diametru d, să rămână plane la cea mai înaltă frecvenţă considerată. Condiţia aceasta este îndeplinită când frecvenţa maximă f_m este

$$f_m \leqslant \frac{0{,}586\, C_s}{d}, \tag{7}$$

C_s fiind viteza de propagare a sunetului.

III. DATE ŞI REZULTATE EXPERIMENTALE

1. *Măsurarea nivelului şi analiza spectrului sonor perturbator*

Sgomotul cel mai supărător, propus spre combatere, a fost acela de cazangerie. Pentru determinarea nivelului sonor şi compoziţiei lui spectrale, s'au făcut măsurători cu un fonometru Siemens, prevăzut cu un filtru jumătate de octavă. Rezultatele se văd în figura 6. Măsurătoarea s'a repetat şi cu un înregistrator rapid de nivel, tip Autophon, care dă nivelele independente de caracteristica de sensibilitate a urechii. Rezultatele se văd în figura 7. Ele sunt comparabile cu cele obţinute la măsurătoarea cu fonometrul.

Din examinarea audiospectogramei reiese că alura nivelului sonor este crescătoare cu frecvenţa, aşa cum s'a anticipat la punctul 1, partea a II-a. Prin urmare, audioprotectorul va trebui să asigure o atenuare a cărei curbă

să posede o variație inversă celei avute de nivelul perturbator. Atenuarea trebue să înceapă la 400 Hz și să meargă crescând până la 2000 Hz, unde urmează să atingă valoarea maximă de cel puțin 20 db.

MĂSURĂTOARE CU MICROFONUL LA 10 m. DE ȘLEFUITOR

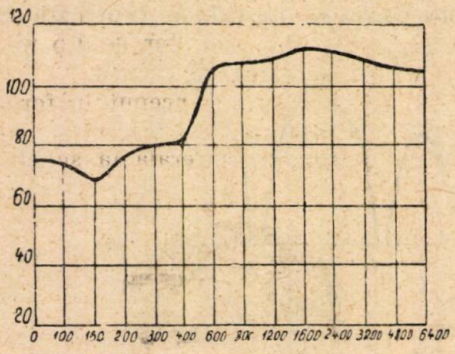


Fig. 6

MĂSURĂTOARE CU MICROFONUL LA MIJLOCUL HALEI

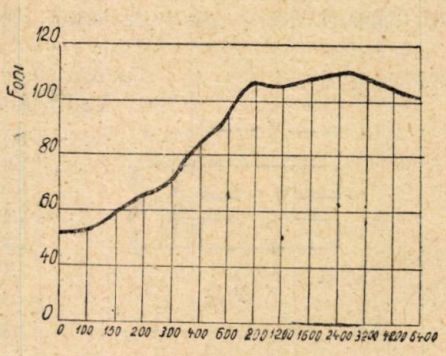


Fig. 7

2. *Audioprotectorii experimentali*

Pe baza datelor din partea a II-a și a rezultatelor măsurătorilor arătate la punctul 1, partea a II-a, s'a calculat și construit două tipuri de audioprotectori, alese astfel încât să satisfacă condițiile cerute de spectograma sgomotelor de cazangerie și totodată să permită o construcție nepretențioasă într'un atelier modest, din material ușor de procurat. Primul tip este audioprotectorul capac, iar al doilea, audioprotectorul filtru.

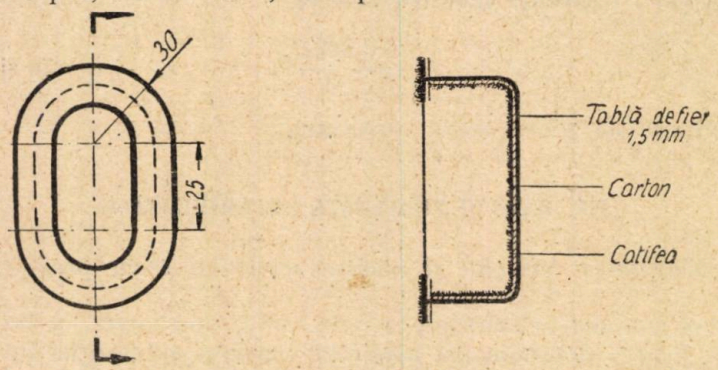


Fig. 8

Audioprotectorul capac. Forma convenabilă pentru a acoperi urechea, fără a o apăsa, este aceea de capac oval, scobit, așa cum se vede în figura 8. Dimensiunile sunt impuse de mărimea pavilionului unei urechi medii. Volumul corespunzător acestor dimensiuni, notate pe figură, este de 100 cm^3. Dacă se scade din el volumul ocupat de pavilion și de căptușeală, se ajunge la un volum util de 75 cm^3, volum util care constitue capacitanța acustică

a sistemului. Inductanţa aceluiaşi sistem o formează scăpările prin spaţiul dintre suprafeţele de contact ale audioprotectorului cu urechea. Această suprafaţă poate fi asimilată cu un dreptunghi, cu baza egală cu perimetrul capacului şi înălţimea egală cu lăţimea benzii care se reazemă pe peretele craniului. La o lăţime de bandă de 1,6 cm, inductanţa, care depinde de grosimea stratului de aer rezultat din scăpări, se poate calcula cu formula obişnuită, în care S este perimetrul înmulţit cu grosimea stratului. Dacă admitem că grosimea stratului este de 0,08 cm, frecvenţa de rezonanţă va fi în jurul a 200Hz.

Pereţii audioprotectorului se construesc din tablă de fier de 1,5 mm, căptuşită în interior cu carton pe care s'a lipit un strat de catifea.

Audioprotectorul filtru. Audioprotectorul filtru a fost conceput în formă de celulă filtrantă, cu conducta principală înconjurată de cavitatea care constitue capacitanţa la frecvenţele joase şi impedanţa laterală la sunetele înalte (fig. 9).

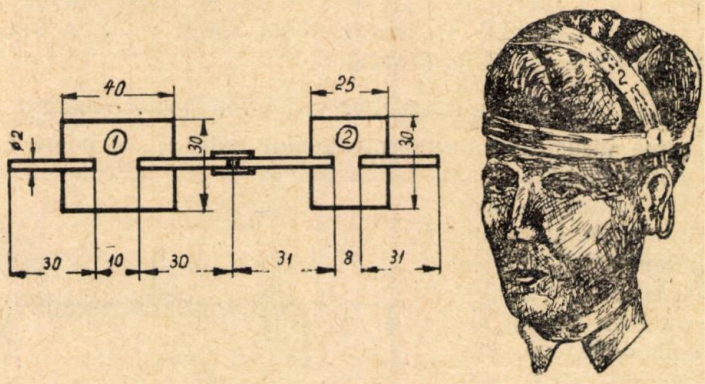


Fig. 9

El se compune din două celule metalice din tablă de fier de 1,5 mm, având forma unor cutii cu dimensiunile interioare $40 \times 30 \times 8$ mm şi $25 \times 30 \times 8$ mm, legate între ele printr'un tub cu diametrul interior de 2 mm. Legătura cu urechea se face printr'un tub cu o terminaţie similară cu a stetoscopului.

Frecvenţa de tăiere la sunetele joase este

$$\textit{Celula 1} = 250 \text{ Hz}; \quad \textit{Celula 2} = 320 \text{ Hz}.$$

Frecvenţa maximă care dă unde plane este

$$f_m = \frac{0{,}586 \times 34400}{0{,}2} = 100.000 \text{ Hz}.$$

Frecvenţa centrală a primelor benzi de trecere este

$$\textit{Celula 1} = 4300 \text{ Hz}; \quad \textit{Celula 2} = 6900 \text{ Hz}.$$

Frecvenţa centrală a primelor benzi de atenuare este

$$\textit{Celula 1} = 2150 \text{ Hz}; \quad \textit{Celula 2} = 3450 \text{ Hz}.$$

Deoarece benzile de trecere ale celor două celule au fost calculate astfel ca ele să nu coincidă, înseamnă că efectul filtrant rămâne valabil şi pentru frecvenţele înalte. Deci, filtrul este eficace dela 320 Hz în sus.

Audioprotectorul dop plastic. Pentru protecția experimentatorilor care au făcut măsurători ale nivelului perturbator în câteva fabrici și uzine sgomotoase, s'a folosit un audioprotector format dintr'un dop plastic, confecționat după datele din figura 10.

Cu toate că acest audioprotector nu are la bază calcule și nu a fost verificat prin măsurători obiective, îl menționăm totuși întru cât el a suplinit cu foarte multă eficacitate lipsa celorlalți audioprotectori realizați mult mai târziu.

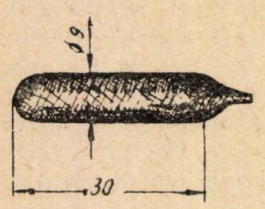


Fig. 10

Audioprotectorul acesta a fost confecționat dintr'un săculeț de pânză fină umplut cu ceară de albine. S'a ales acest material pentrucă el este plastic la temperatura corpului și rigid la temperaturi cu aproximativ 10° mai joase decât aceasta.

Datorită acestei proprietăți, săculețul poate fi introdus, când este rigid, destul de adânc în canalul urechii și mulat acolo după ce a devenit plastic, până la închiderea perfectă a canalului.

3. *Determinarea însușirilor audioprotectorilor realizați*

Determinarea însușirilor audioprotectorilor realizați se poate face pe cale subiectivă, prin încercări cu mai multe persoane, sau pe cale obiectivă, prin încercări cu ajutorul unei urechi artificiale. Deși au existat multe dificultăți legate de mijloacele de laborator, audioprotectorii au fost totuși încercați pe cale obiectivă, datorită concursului avut din partea laboratorului Comitetului de Radio. Aceste încercări s'au făcut cu o ureche artificială, construită special pentru acest scop. Urechea a fost construită dintr'un bloc de beton (figura 11) în care s'a introdus un microfon cu condensator. Membrana acestuia ținea loc de timpan, într'o cavitate de volum egal cu acela al canalului pâlniei urechii reale.

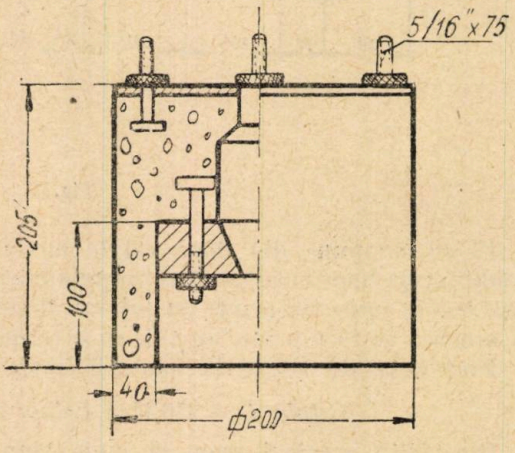


Fig. 11

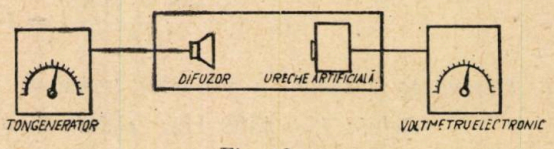


Fig. 12

Semnele perturbatoare au fost generate de un tongenerator electronic cu frecvență etalonată și difuzate printr'un difuzor. Presiunea aplicată membranei microfonului de aceste semnale a fost transformată în tensiuni electrice, citite la un voltmetru electronic. Pentru a feri aparatajul receptor de influențele externe, difuzorul și urechea au fost plasate într'un tub (fig. 12).

Deoarece izolaţia tablei din care sunt construiţi pereţii audioprotectorilor şi izolaţia blocului de beton al urechii artificiale nu reprezintă o valoare infinită, ci numai circa 33 db, precizia măsurătorilor nu este prea mare (erorile merg până la 15%). Cu ajutorul instalaţiei descrise s'a obţinut totuşi în timpul cercetărilor un control al rezultatelor destul de mulţumitor.

Determinarea însuşirilor audioprotectorului capac (fig. 8). Capacul a fost apăsat pe urechea artificială cu o presiune de 0,5 kg. Rezultatele măsurătorilor, făcute în situaţia de apăsare normală şi cu închiderea uşor chituită spre exterior, se găsesc în tabloul Nr. 2.

Tabloul Nr. 2

Variaţia atenuării în funcţie de frecvenţă pentru audioprotectorul capac

F Hz	Atenuarea normală db	Atenuarea după chituire db	*F* Hz	Atenuarea normală db	Atenuarea după chituire db
100	0	0	1220	−23	−28
200	0	0	1620	−25,5	−29
300	0	0	2018	−25	−26,5
400	0	−1	2445	−23	−26,5
500	−1	−4	3045	−26,5	−28
595	−7	−12	3535	−30	−31,5
700	−13	−16	5025	−26	−28,5
800	−15,5	−22,5	6030	−25	−28

Din tablou se observă că frecvenţa de rezonanţă, deşi pare să fie în jurul frecvenţei de 200 Hz, conform prevederilor calculului, nu poate fi percepută din cauza amortizării, care face ca factorul de suprapresiune să nu întreacă apreciabil unitatea.

Chituirea, deci închiderea mai bună, modifică frecvenţa de rezonanţă conform teoriei, fără a ridica însă valoarea atenuării, deoarece în jurul a 30 db, atenuarea devine comparabilă cu izolarea pereţilor audioprotectorului.

Determinarea însuşirilor audioprotectorului filtru (fig. 9). Audioprotectorul a fost legat de urechea artificială cu un manşon de chit. Rezultatele se văd în tabloul Nr. 3.

Tabloul Nr. 3

Variaţia atenuării în funcţie de frecvenţă pentru audioprotectorul filtru

F Hz	Atenuarea db	*F* Hz	Atenuarea db
100	0	1220	−23
230	0	1630	−20
330	−6	2010	−24
440	−10	2400	−26
550	−19	3000	−27
650	−19	3525	−28
760	−20	4010	−28
870	−22	5020	−28
990	−20	6000	−26

Se observă că alura curbei de atenuare variază în funcţie de frecvenţă, aşa cum a fost calculată, adică audioprotectorul lasă să treacă frecvenţele joase până la frecvenţa de tăiere de circa 300 Hz, iar mai departe începe să atenueze. Şi aici atenuarea este limitată la ordinul de mărime al izolării pereţilor.

CONCLUZII

Din expunerea făcută, rezultă că audioprotectorii reprezintă o soluţie mulţumitoare pentru combaterea sgomotului, deoarece deşi această soluţie este mai puţin comodă decât suprimarea perturbaţiilor la sursă sau pe traseul de propagare, ea cere o investiţie foarte mică.

1) Nivel perturbator neatenuat prin audioprotector
2) Nivel perturbator atenuat prin audioprotector capac
3) Nivel perturbator atenuat prin audioprotector filtru

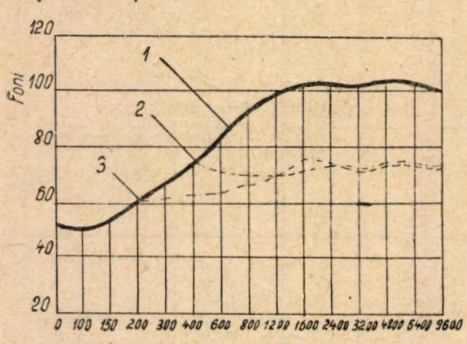


Fig. 13

In figura 13 se vede efectul audioprotectorilor experimentaţi pentru reducerea nivelului perturbator al sgomotului de cazangerie.

Deoarece aceşti audioprotectori dau o atenuare care creşte în special dincolo de 2000 Hz, în regiunea sunetelor înalte, dăunătoare auzului, ei lasă practic neatenuată conversaţia făcută cu voce tare, fapt foarte avantajos pentru munca în fabrici şi uzine.

Cele două prototipuri realizate arată că proiectarea audioprotectorilor este destul de uşoară.

Rezultatele obţinute cu audioprotectorul dop plastic, purtat de experimentatorii care au făcut măsurători în uzine foarte sgomotoase, face să ne aşteptăm ca varianta audioprotectorului dop plastic, al cărui prototip este în curs de realizare, să dea rezultate tot atât de mulţumitoare ca şi celelalte tipuri realizate până acum.

ОПЫТ БОРЬБЫ С ШУМОМ С ПОМОЩЬЮ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ ДЛЯ СЛУХОЗАЩИТЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Статья содержит краткое изложение теории приборов для слухозащиты, упрощенных с помощью электро-механических акустических аналогий, а также описание методов и опытных средств, применяемых при изготовлении и испытании двух типов приспособлений для слухозащиты, предназначенных для противодействия шуму в котельных цехах.

ESSAIS DE COMBATTRE LE BRUIT PAR DES AUDIOPROTECTEURS

(RÉSUMÉ)

Cette Note expose de façon sommaire la théorie des audioprotecteurs, simplifiée à l'aide des analogies électromécaniques acoustiques. On y décrit

la méthode et les moyens expérimentaux employés à la réalisation et à l'essai de deux types d'audioprotecteurs, destinés à combattre le bruit dans la chaudronnerie.

BIBLIOGRAFIE

1. G. L. Naviajski, *Ucenie o sume*. Madghig, Leningrad, 1948.
2. V. V. Furdnev, *Elektroakustika*. O.C.I.Z., Moscova, 1948.
3. W. P. Mason, *Electromechanical traudusducers and wave filters*. D. von Nostrand, New-York, 1948.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

REZISTENŢA MATERIALELOR,
ELASTICITATE, STABILITATE

ASUPRA TORSIUNII BARELOR DE SECŢIUNE CIRCULARĂ CU CRESTĂTURI

DE

T. OROVEANU

1. Generalităţi. In cele ce urmează vom considera câteva probleme în legătură cu torsiunea barelor de secţiune circulară cu crestături de diferite forme. După cum se ştie, dacă se alege sistemul de coordonate astfel încât axele *ox* şi *oy* să fie în planul secţiunii transversale, iar axa *oz* să coincidă cu axa barei, tensiunile tangenţiale au expresiile

$$\left.\begin{aligned}\tau_{zx} &= G\theta\left(\frac{\partial\varphi}{\partial x} - y\right),\\ \tau_{zy} &= G\theta\left(\frac{\partial\varphi}{\partial y} + x\right),\end{aligned}\right\} \tag{1}$$

G fiind modul de lunecare, iar θ unghiul de răsucire pe unitatea de lungime a barei. Funcţia $\varphi(x,y)$ depinde de forma barei, este armonică în interiorul secţiunii iar pe contur satisface condiţia

$$\frac{\partial\varphi}{\partial n} = y\cos(x,n) - x\cos(y,n), \tag{2}$$

unde n este normala exterioară în punctul considerat al conturului.

Pentru a putea utiliza funcţiile de variabilă complexă în studiul problemelor de torsiune, se introduce funcţia $\psi(x,y)$, armonic conjugată cu $\varphi(x,y)$, despre care se demonstrează că satisface pe conturul secţiunii condiţia

$$\psi = \frac{1}{2}(x^2+y^2) + k, \tag{3}$$

constanta k fiind arbitrară.

Funcţia

$$f(z) = \varphi(x,y) + i\psi(x,y) \tag{4}$$

este olomorfă în domeniul constituit de secţiunea transversală a barei şi găsirea ei rezolvă problema de torsiune propusă. Dacă remarcăm că

$$\frac{df}{dz} = \frac{\partial \varphi}{\partial x} - i\frac{\partial \varphi}{\partial y}, \tag{5}$$

putem scrie

$$\left.\begin{aligned} \tau_{zx} &= G\theta \mathcal{R}e\left[\frac{df}{dz} + iz\right], \\ \tau_{zy} &= G\theta \mathcal{I}m\left[-\frac{df}{dz} + iz\right]. \end{aligned}\right\} \tag{6}$$

Ţinând seama de condiţiile pe frontieră ale funcţiilor φ şi ψ, avem de considerat sau o problemă Neumann pentru funcţia φ, sau o problemă Dirichlet pentru funcţia ψ.

2. Torsiunea barelor circulare cu crestături. Vom cerceta mai întâi cazul simplu în care crestătura atinge centrul secţiunii (fig. 1). Conform celor spuse mai sus, funcţia va avea pe cerc valoarea

$$\psi = \frac{1}{2}(x^2+y^2) + k = \frac{1}{2}R^2 + k \tag{7}$$

iar pe OA şi OB respectiv valorile

$$\psi = \frac{1}{2}x^2 + k, \qquad \psi = \frac{1}{2}(x^2+y^2) + k. \tag{8}$$

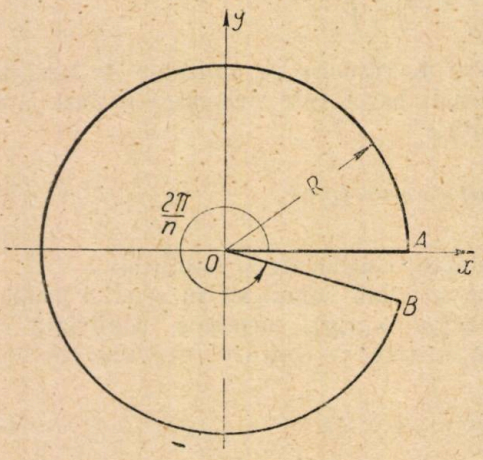


Fig. 1

Constanta k fiind arbitrară, putem pune

$$k = -\frac{1}{2}R^2 \tag{9}$$

şi condiţiile precedente devin

$$\psi = 0$$

pe cerc,

$$\psi = \frac{1}{2}(x^2 - R^2)$$

pe OA şi

$$\psi = \frac{1}{2}(x^2 + y^2 - R^2)$$

pe OB.

Dreapta OB are însă ecuaţia

$$y = mx, \tag{10}$$

cu

$$m = \operatorname{tg}\frac{2\pi}{n} \tag{11}$$

şi, prin urmare, valoarea lui ψ pe OB se poate scrie

$$\psi = \frac{1}{2}\left[(1 + m^2)\, x^2 - R^2\right]. \tag{12}$$

Cu ajutorul funcției

$$\zeta = R^{-\frac{n}{2}} z^{\frac{n}{2}}, \tag{13}$$

domeniul format de secțiunea barei se reprezintă pe un semicerc de rază egală cu unitatea din planul ζ (fig. 2).
Pe frontiera noului domeniu, ψ satisface condițiile

$$\psi = 0$$

pe semicerc şi

$$\psi = \frac{R^2}{2}(\xi^{\frac{4}{n}} - 1)$$

pe segmentul $(-1, +1)$.
Considerând funcția

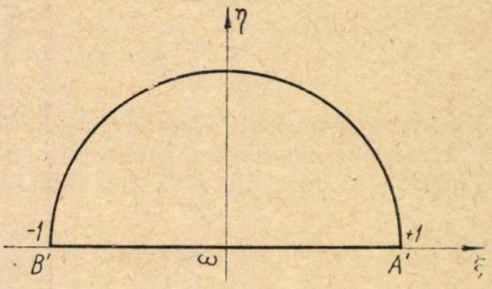


Fig. 2

$$\frac{1}{i} f(\zeta) = \psi - i\varphi, \tag{14}$$

oloformă în interiorul semicercului şi cu partea reală cunoscută pe frontieră, ea este dată [1] de formula

$$\frac{1}{i} f(\zeta) = \frac{i}{\pi}\int_{-1}^{+1} \psi(\xi)\left(\frac{1}{\zeta - \xi} + \frac{1}{\frac{1}{\zeta} - \xi}\right) d\xi \tag{15}$$

sau

$$f(\zeta) = -\frac{1}{\pi}\int_{-1}^{+1} \psi(\xi)\left(\frac{1}{\zeta - \xi} + \frac{1}{\frac{1}{\zeta} - \xi}\right) d\xi, \tag{16}$$

abstracție făcând de o constantă arbitrară.

In această formulă, $\psi(\xi)$ reprezintă valoarea funcției pe segmentul $(-1, +1)$ aşa că putem scrie

$$f(\zeta) = -\frac{R^2}{2\pi}\int_{-1}^{+1}\left(\xi^{\frac{4}{n}} - 1\right)\left(\frac{1}{\zeta - \xi} + \frac{1}{\frac{1}{\zeta} - \xi}\right) d\xi. \tag{17}$$

O primă integrare ne dă

$$f(\zeta) = -\frac{R^2}{\pi}\log\frac{1-\zeta}{1+\zeta} - \frac{R^2}{2\pi}\int_{-1}^{+1} \xi^{\frac{4}{n}}\left(\frac{1}{\zeta-\xi} + \frac{1}{\frac{1}{\zeta}-\xi}\right)d\xi, \tag{18}$$

unde am omis din nou o constantă.

Pentru integrarea completă, vom presupune, fără a micşora prin aceasta generalitatea problemei, că n este de forma

$$n = \frac{p}{q}, \tag{19}$$

unde p şi q sunt întregi şi pozitivi, $p>q$ deoarece $n>1$. Avem în acest caz

$$f(\zeta) = -\frac{R^2}{\pi}\log\frac{1-\zeta}{1+\zeta} - \frac{R^2}{2\pi}\int_{-1}^{+1} \xi^{\frac{4q}{p}}\left(\frac{1}{\zeta-\xi} + \frac{1}{\frac{1}{\zeta}-\xi}\right)d\xi \tag{20}$$

şi integrarea se poate efectua prin metode elementare bine cunoscute.

Expresiile tensiunilor tangenţiale pot fi găsite fie înlocuind în $f(\zeta)$ pe ζ în funcţie de z din (13), fie observând că putem scrie

$$\left.\begin{aligned} \tau_{zx} &= G\theta\,\mathcal{R}e\left[\frac{df}{d\zeta}\cdot\frac{d\zeta}{dz} + iz\right], \\ \tau_{zy} &= G\theta\,\mathcal{J}_m\left[-\frac{df}{d\zeta}\cdot\frac{d\zeta}{dz} + iz\right]. \end{aligned}\right\} \tag{21}$$

3. Soluţia aproximativă pentru cazul când crestătura nu atinge centrul secţiunii. Consideraţiile precedente permit rezolvarea aproximativă a problemei corespunzătoare cazului când crestătura nu atinge centrul secţiunii. In cele ce urmează, vom studia torsiunea unei bare de secţiune circulară, prevăzută cu o crestătură al cărui unghi de deschidere este de 90° (fig. 3).

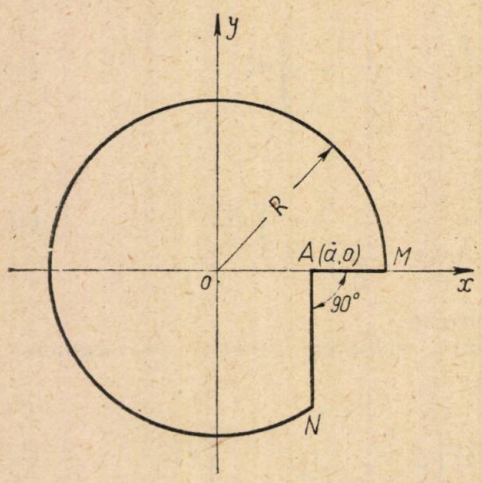


Fig. 3

Cu ajutorul funcţiei

$$\zeta = R\,\frac{z-a}{R^2 - az}, \tag{22}$$

cercul de rază R din planul z se reprezintă pe un cerc de rază egală cu unitatea din planul ζ. Punctul A $(a,0)$ corespunde cu originea, iar dreapta AN a cărei ecuaţie este

$$x = a \tag{23}$$

se reprezintă pe o curbă ale cărei puncte au coordonatele date de expresiile

$$\xi = -\frac{aRy^2}{(R^2-a^2)^2+a^2y^2}, \quad \eta = \frac{(R^2-a^2)Ry}{(R^2-a^2)^2+a^2y^2}. \tag{24}$$

Vom aproxima această curbă printr'o dreaptă care trece prin origine și prin punctul de intersecție al curbei cu cercul, corespunzător punctului N din planul z. Dreapta are ecuația

$$\eta = \frac{\sqrt{R^2-a^2}}{a}\xi \tag{25}$$

și dacă punem

$$\frac{2\pi}{n} = \pi + \operatorname{arctg}\frac{\sqrt{R^2-a^2}}{a}, \tag{26}$$

funcția

$$Z = \zeta^{\frac{n}{2}} \tag{27}$$

reprezintă domeniul din planul ζ pe un semicerc din planul Z, de rază egală cu unitatea (fig. 4). In felul acesta, problema se reduce la aceea considerată mai sus.

Procedând în același mod, găsim că în planul z condițiile pe frontieră sunt

$$\psi = 0$$

pe cerc,

$$\psi = \frac{1}{2}(x^2 - R^2)$$

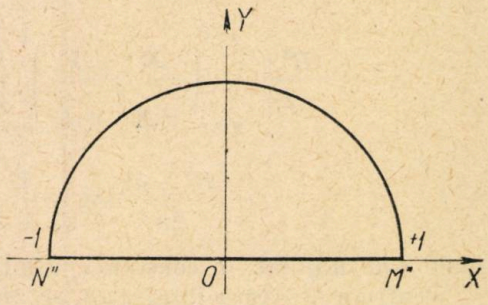


Fig. 4

pe AM și

$$\psi = \frac{1}{2}(a^2 - R^2 + y^2)$$

pe AN.

In planul Z, aceste condiții devin

$$\psi = 0$$

pe semicerc,

$$\psi = \frac{1}{2}\left[a^2 - R^2 + (R^2-a^2)^2\frac{X^{\frac{2}{n}}}{a^2X^{\frac{2}{n}} + R^2}\right]$$

pe segmentul $(-1, 0)$,

$$\psi = \frac{1}{2} R^2 \left[R^2 a^2 \left(\frac{X^{\frac{2}{n}} + 1}{a^2 X^{\frac{2}{n}} + R^2} \right)^2 - 1 \right]$$

pe segmentul $(0, +1)$.

Soluția problemei este

$$f(Z) = -\frac{1}{2\pi} \int_{-1}^{0} \left[a^2 - R^2 + (R^2 - a^2) \frac{X^{\frac{2}{n}}}{a^2 X^{\frac{2}{n}} + R^2} \right] \left[\frac{1}{Z - X} + \frac{1}{\frac{1}{Z} - X} \right] dX -$$

$$- \frac{R^2}{2\pi} \int_{0}^{+1} \left[R^2 a^2 \left(\frac{X^{\frac{2}{n}} + 1}{a^2 X^{\frac{2}{n}} + R^2} \right)^2 - 1 \right] \left[\frac{1}{Z - X} + \frac{1}{\frac{1}{Z} - X} \right] dX. \tag{28}$$

Expresia precedentă se mai poate scrie

$$f(Z) = -\frac{R^2 - a^2}{2\pi} \int_{-1}^{0} \frac{X^{\frac{2}{n}}}{a^2 X^{\frac{2}{n}} + R^2} \left(\frac{1}{Z - X} + \frac{1}{\frac{1}{Z} - X} \right) dX -$$

$$- \frac{R^4 a^2}{2\pi} \int_{0}^{+1} \left(\frac{X^{\frac{2}{n}} + 1}{a^2 X^{\frac{2}{n}} + R^2} \right)^2 \left(\frac{1}{Z - X} + \frac{1}{\frac{1}{Z} - X} \right) dX - \tag{29}$$

$$- \frac{R^2 - a^2}{2\pi} \log \frac{Z}{(1 + Z)^2} - \frac{R^2}{2\pi} \log \frac{(1 - Z)^2}{Z},$$

unde am neglijat o constantă arbitrară.

Pentru a desăvârși integrarea, se aproximează n printr'un număr rațional de forma $\frac{p}{q}$ și se aplică apoi metodele cunoscute. Tensiunile tangențiale se calculează așa cum s'a indicat mai înainte, cu ajutorul relațiilor (21).

Este evident că se poate proceda în mod analog și pentru cazul când unghiul de deschidere al crestăturii diferă de 90°, dar calculele care sunt destul de lungi, ca și în cazul examinat, se complică foarte mult.

О КРУЧЕНИИ БРУСЬЕВ КРУГЛОГО СЕЧЕНИЯ С НАДРЕЗОМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Рассматривается вопрос о кручении бруса круглого сечения с надрезом и дается точное решение для случая, когда надрез доходит до центра сечения. Аналогичным путем автор приходит к приближенному решению для случая более общего характера, а именно: случая надреза, достигающего центра сечения.

SUR LA TORSION DES BARRES DE SECTION CIRCULAIRE AVEC ENTAILLES

(RÉSUMÉ)

L'Auteur considère le problème de la torsion d'une barre de section circulaire avec une entaille et donne la solution exacte pour le cas où celle-ci va jusqu'au centre de la section. Par une voie analogue, on arrive à une solution approximative pour un cas plus général, qui se présente lorsque l'entaille n'atteint pas le centre de la section.

BIBLIOGRAFIE

1. Caius Iacob, *Introducere matematică în mecanica fluidelor*. Ed. Acad. R.P.R., București, 1952, p. 49—50.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

REZISTENŢA MATERIALELOR,
ELASTICITATE, STABILITATE

CONTRIBUŢII LA DETERMINAREA STĂRII DE TENSIUNE ŞI A STABILITĂŢII ELASTICE A CONSTRUCŢIILOR CU AJUTORUL VIBRAŢIILOR PROPRII

DE

RADU P. VOINEA

La baza calculului construcţiilor stau o serie de ipoteze, verificate prin încercările de laborator. Este adesea necesar să se verifice aceste ipoteze chiar pe construcţia executată, pentrucă este posibil să existe diferenţe între comportarea modelului în laborator şi comportarea construcţiei.

Mai este necesară verificarea stării de tensiune şi a stabilităţii elastice atunci când se pune problema consolidării unei construcţii existente.

Metoda cea mai cunoscută pentru aceste verificări este metoda încărcării de probă. Se măsoară deformaţiile pe care le capătă construcţia sub încărcarea de probă, apoi, descărcându-se construcţia, se măsoară deformaţiile permanente. Deformaţiile sub sarcină şi deformaţiile permanente constitue bazele pentru determinarea stării de tensiune şi a stabilităţii elastice a construcţiei.

Metoda încărcării de probă are avantajul de a nu necesita aparataj special. Ea se poate executa cu materiale şi mijloace care sunt la îndemână pe şantier. Are însă dezavantajul că încărcarea durează relativ mult şi că, prin însuşi procesul de încărcare, poate fi uneori compromisă construcţia.

In cele ce urmează ne propunem să cercetăm dacă vibraţiile proprii ale unei construcţii pot constitui un criteriu pentru starea de tensiune sau pentru stabilitatea ei.

Dela început în studiul nostru am întâmpinat următoarele dificultăţi:

a) Vibraţiile proprii rezultă din suprapunerea unor vibraţii amortizate, deci au un caracter complex şi aperiodic, greu de analizat.

b) Vibraţiile proprii au durată redusă.

c) Vibraţiile proprii au amplitudine redusă.

In cele ce urmează vom face un studiu teoretic al problemei şi vom arăta cum am înlăturat prima dificultate. Cât priveşte ultimele două dificultăţi, ele vor fi examinate atunci când se vor studia posibilităţile de aplicare în practică a rezultatelor teoretice stabilite în acest studiu.

Dacă vibraţiile proprii ale unei construcţii ar fi rezultate dintr'o suprapunere de vibraţii armonice, studiul lor ar putea fi făcut cu uşurinţă folosind metodele analizei armonice.

Deoarece însă aceste vibraţii rezultă dintr'o suprapunere de vibraţii amortizate, studiul se complică printr'un mare număr de parametri care influenţează fenomenul fizic.

Se ştie că, datorită frecării, o mişcare de vibraţii este modificată în mare măsură: ea capătă caracterul amortizat şi, când frecarea este mare, un caracter aperiodic.

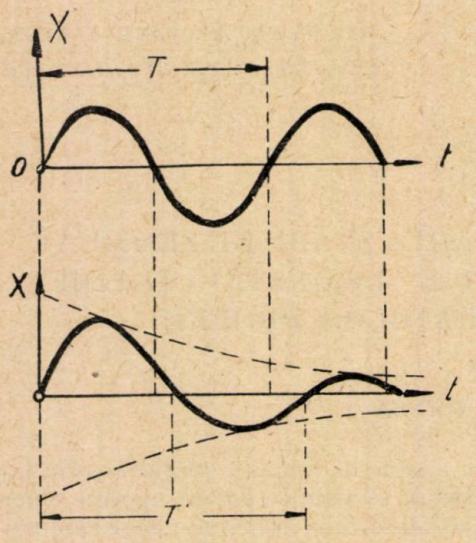


Fig. 1

Pentru cazurile curente întâlnite în tehnica construcţiilor, frecările sunt însă foarte mici. Aceasta are drept urmare faptul că ele influenţează sensibil numai amplitudinea mişcării (fig. 1), în timp ce perioada (şi bineînţeles odată cu ea frecvenţa şi pulsaţia) creşte foarte puţin după formula

$$T' = \frac{T}{\sqrt{1 - \frac{\nu_1^2}{\nu^2}}}$$

unde ν este pulsaţia iar ν_1 este un coeficient care depinde de frecările interioare. Dacă frecările interioare sunt mici, ν_1 este mic, ν_1^2 cu atât mai mic şi numitorul este aproximativ egal cu unitatea. Atunci

$$T' \cong T.$$

Pe baza acestor consideraţii rezultă că *dacă vibraţiile proprii ale unei construcţii constitue un criteriu pentru starea de tensiune şi pentru stabilitatea ei elastică, este indicat să se folosească în acest caz pulsaţiile vibraţiilor.*

In modul acesta se elimină influenţa forţelor de frecare. Se pot deci studia vibraţiile construcţiilor ca şi când aceste vibraţii ar fi armonice, ceea ce evident uşurează mult studiul.

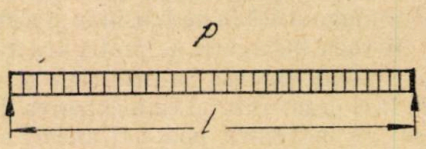


Fig. 2

Să pornim dela un caz simplu: o grindă simplu rezemată la capete, încărcată cu o sarcină uniform distribuită p, având deschiderea l (fig. 2). Să facem să vibreze liber această grindă prin imprimarea unui impuls iniţial.

Frecvenţa fundamentală are valoarea [1]*)

$$N = \frac{\pi^2}{l^2}\sqrt{\frac{EI}{m}}, \qquad (1)$$

unde E este modulul de elasticitate al materialului, I este momentul de inerţie al secţiunii transversale a grinzii faţă de axa neutră, iar m este masa unităţii de lungime a grinzii.

*) p. 197, aplicaţia 16.

Cunoscând prin măsurători directe valoarea frecvenţei N, putem determina fie pe E, fie pe I, fie pe m, dacă celelalte elemente sunt cunoscute.

In timp ce la construcţiile metalice modulul de elasticitate E este un element cunoscut, la alte materiale, cum este în special betonul, el variază în limite largi, depinzând în mare măsură atât de calitatea betonului cât şi de vechimea lui.

Aceste împrejurări fac ca formula (1) să nu poată fi aplicată în mod curent. Se impune găsirea unei metode de a elimina în special modulul de elasticitate E.

Această eliminare a fost posibilă, studiindu-se pulsaţiile armonicelor de ordin superior în cazul unei grinzi simplu rezemate şi al unei grinzi încastrate la extremităţi.

Rezultatele sunt date mai jos.

Grinda simplu rezemată:

$$N_1 = \frac{\pi^2}{l^2}\sqrt{\frac{EI}{m}},\quad N_2 = \frac{4\pi^2}{l^2}\sqrt{\frac{EI}{m}},\quad N_3 = \frac{9\pi^2}{l^2}\sqrt{\frac{EI}{m}}.$$

Grinda dublu încastrată:

$$N_1' = \frac{22{,}4}{l^2}\sqrt{\frac{EI}{m}};\quad N_2' = \frac{61{,}6}{l^2}\sqrt{\frac{EI}{m}};\quad N_3' = \frac{121}{l^2}\sqrt{\frac{EI}{m}}.$$

Este interesant de remarcat faptul că, în cazul grinzii încastrate, frecvenţele sunt respectiv mai mari decât în cazul grinzii simplu rezemate, adică $N_1' > N_1$; $N_2' > N_2$ ... Aceasta constitue un indiciu că modul de rezemare al unei grinzi se poate determina cu ajutorul vibraţiilor proprii.

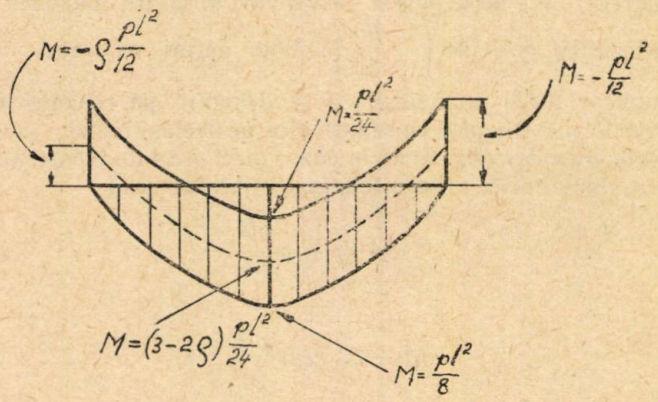


Fig. 3

Bazându-ne pe această observaţie ar trebui să folosim o *grindă etalon*, al cărei mod de rezemare este cunoscut, ceea ce evident este incomod.

Putem face însă o altă observaţie şi anume că frecvenţele vibraţiilor armonice în cazul grinzii simplu rezemate sunt proporţionale cu numerele

1; 4; 9; 16 .....

adică cu pătratele numerelor naturale, iar în cazul grinzii dublu încastrate cu numerele

$$1;2,\ 75;\ 5{,}4\ldots.$$

In aceste şiruri, pe care le vom denumi în mod convenţional spectrul frecvenţelor, nu apare nici lungimea grinzilor l, nici modulul de elasticitate E, nici momentul de inerţie I şi nici masa specifică m (respectiv intensitatea sarcinii uniform distribuite p, deoarece $m = \frac{p}{g}$).

Aceste şiruri sunt deci caracteristice pentru felul de rezemare al grinzii la capete.

Două grinzi simplu rezemate, executate din materiale diferite, având deschideri diferite, secţiuni diferite şi sarcini uniform distribuite de intensitate diferită, capătă vibraţii care rezultă din suprapuneri de vibraţii armonice ale căror frecvenţe stau în raportul

$$1;4;9;16\ldots\ldots.$$

Este suficient deci de a măsura frecvenţa a două vibraţii armonice. Dacă cele două frecvenţe sunt în raportul 1 : 4, este un indiciu că grinda funcţionează în construcţie ca o grindă simplu rezemată. Dacă raportul celor două frecvenţe este 1 : 2,75, este un indiciu că grinda funcţionează în construcţie ca o grindă dublu încastrată. Dacă între cele două frecvenţe este un raport intermediar între 1 : 4 şi 1 : 2,75, atunci grinda este încastrată parţial la capete.

Se înţelege printr'o grindă parţial încastrată, o grindă la care fibra medie deformată nu are pe reazeme tangenta orizontală, ca în cazul grinzii perfect încastrate, dar nici nu este înclinată cu unghiul corespunzător grinzii simplu rezemate, ci cu un unghi intermediar. In acest caz, pe reazeme se desvoltă momente negative, care nu depăşesc în valoare absolută mărimea momentului din cazul încastrării perfecte $\left(-\frac{pl^2}{12}\right)$. Vom defini ca grad de încastrare raportul subunitar între momentul ce se desvoltă pe reazem în cazul unei încastrări parţiale şi momentul ce se desvoltă pe acelaşi reazem în cazul unei încastrări perfecte. Rezultă (fig. 3) că în cazul unui grad de încastrare ρ şi al unei sarcini uniform distribuite, momentele încovoietoare sunt

$$M = -\rho\frac{pl^2}{12}$$

pe reazem şi

$$M = (3-2\rho)\frac{pl^2}{24}$$

în câmp.

Pentru $\rho = 0$ se obţin valorile corespunzătoare grinzii simplu rezemate $\left(0 \text{ şi } \frac{pl^2}{8}\right)$, iar pentru $\rho = 1$ se obţin valorile corespunzătoare grinzii perfect încastrate $\left(-\frac{pl^2}{12} \text{ şi } \frac{pl^2}{24}\right)$

★

In cele ce urmează vom stabili spectrul frecvențelor pentru cazul unei încastrări parțiale, caracterizate prin gradul de încastrare ρ. Pentru aceasta vom face două ipoteze:

a) Incastrările sunt *elastice*, adică momentul încovoietor ce se desvoltă în încastrare este proporțional cu unghiul de rotație al fibrei medii pe reazeme.

b) Vibrațiile celorlalte elemente cu care este legată grinda sunt practic neglijabile față de vibrațiile grinzii.

Prima ipoteză se traduce prin ecuația

$$|M| = k\,|\theta|,$$

unde M este momentul din încastrare, iar θ unghiul de rotație al fibrei medii deformate pe reazem. Presupunând gradele de încastrare egale la cele două extremități ale grinzii, rezultă pentru valoarea absolută a momentului pe reazem

$$|M| = +\rho\,\frac{pl^2}{12}.$$

Unghiul de rotație pe reazeme se poate determina prin metodele elementare Se găsește

$$|\theta| = \frac{pl^3}{24\,EI}(1-\rho).$$

Relația $|M| = k|\theta|$ se scrie atunci

$$\rho\,\frac{pl^2}{12} = k\,\frac{pl^3}{24\,EI}(1-\rho),$$

de unde

$$k = \frac{2\,EI}{1}\cdot\frac{\rho}{1-\rho} \tag{2}$$

Ecuația diferențială a vibrațiilor unei grinzi de secțiune constantă este [1]*

$$EI\frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + m\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = 0 \tag{3}$$

Incercând o soluție de forma $y = X\,T$, unde X este o funcție numai de variabila x iar T o funcție numai de variabila t, se ajunge la ecuațiile diferențiale cu derivate obișnuite

$$X^{IV} - \alpha^4 X = 0 \quad \text{și} \quad T'' + \frac{EI}{m}\alpha^4 T = 0.$$

A doua ecuație rezolvată conduce la soluția generală

$$T = A\cos(\nu t - \varphi),$$

*) p. 185.

unde

$$\nu = \alpha^2 \sqrt{\frac{EI}{m}}. \tag{4}$$

Prima ecuaţie conduce la soluţia generală

$$X = C_1 \operatorname{ch} \alpha x + C_2 \cos \alpha x + C_3 \operatorname{sh} \alpha x + C_4 \sin \alpha x.$$

Condiţiile limită sunt:

— pentru $x = 0$, $X = 0$

— pentru $x = l$, $X = 0$

— pentru $x = 0$, $|M| = k|\theta|$ sau $-EIX'' = \frac{2EI}{l} X'$

— pentru $x = 1$, $|M| = k|\theta|$ sau $-EIX'' = -\frac{2EI}{l} X'$.

Scriind aceste condiţii explicit, se obţine un sistem de patru ecuaţii lineare omogene, cu patru necunoscute C_1, C_2, C_3 şi C_4. Pentru ca acest sistem să admită soluţii diferite de zero, este necesar ca determinantul său să fie nul. Desvoltând acest determinant şi egalându-l cu zero, obţinem o ecuaţie care se descompune uşor în două ecuaţii şi anume

$$\frac{\rho}{1-\rho}\left[\operatorname{sh}\frac{\alpha l}{2}\cos\frac{\alpha l}{2} + \sin\frac{\alpha l}{2}\operatorname{ch}\frac{\alpha l}{2}\right] + \alpha l \sin\frac{\alpha l}{2}\operatorname{sh}\frac{\alpha l}{2} = 0$$

şi (5)

$$\frac{\rho}{1-\rho}\left[\operatorname{sh}\frac{\alpha l}{2}\cos\frac{\alpha l}{2} - \sin\frac{\alpha l}{2}\operatorname{ch}\frac{\alpha l}{2}\right] - \alpha l \cos\frac{\alpha l}{2}\operatorname{ch}\frac{\alpha l}{2} = 0.$$

Rezolvând aceste ecuaţii în funcţie de gradul de încastrare ρ, găsim diferite valori pentru αl.

De exemplu, pentru $\rho = 0$ ecuaţiile se reduc la

$$\sin\frac{\alpha l}{2} = 0, \quad \cos\frac{\alpha l}{2} = 0,$$

cu soluţiile $\alpha l = 2n\pi$ şi $\alpha l = (2n \pm 1)\frac{\pi}{2}$, care pot fi strânse într'o singură expresie $\alpha l = n\pi$. Rezultă că $\alpha = \frac{n\pi}{l}$ şi, înlocuind în relaţia (4), obţinem

$$\nu = \frac{n^2\pi^2}{l^2}\sqrt{\frac{EI}{m}}.$$

Dând lui n diferite valori întregi, obţinem spectrul

$$1; 4; 9; 16 \ldots,$$

caracteristic grinzii simplu rezemate.

Pentru $\rho = 1$ se regăseşte spectrul grinzii dublu încastrate. Pentru valori intermediare rezultatele sunt date în tabloul Nr. 1.

Tabloul Nr. 1 *)

ρ	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
Spectrul	1: 4	1: 3,87	1: 3,75	1: 3,62	1: 3,48	1: 3,33	1: 3,20	1: 3,07	1: 2,94	1: 2,80	1: 2,75

Tabloul Nr. 2 *)

ρ	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
Spectrul	1: 3,87	1: 3,72	1: 3,60	1: 3,48	1: 3,30	1: 3,14	1: 3,00	1: 2,84	1: 2,66	1: 2,52	1:2,32

In mod analog s'au făcut calcule pentru o grindă acţionată de două sarcini egale P, la care, însă, se neglijează masa proprie a grinzii (fig. 4).

In cazul când această grindă este simplu rezemată, momentul în câmp are valoarea $M = \frac{Pl}{3}$. In cazul când grinda este încastrată la cele două capete, momentul de încastrare pe reazeme este $M = -\frac{2Pl}{9}$ iar în câmp $M = \frac{Pl}{9}$.

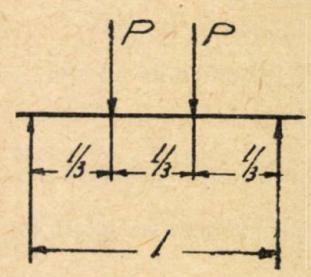


Fig. 4

Când se realizează o încastrare parţială, definită prin gradul ρ, atunci pe reazeme se desvoltă momente egale cu

$$M = -\rho \frac{2Pl}{9}$$

iar în câmp momente egale cu

$$M = (3 - 2\rho)\frac{Pl}{9}.$$

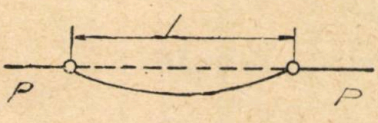


Fig. 5

In tabloul Nr. 2 este dat spectrul frecvenţelor pentru diferite grade de încastrare ρ.

Să cercetăm acum problema stabilităţii elastice a unei bare articulate la capete şi supusă la compresiune prin aplicarea a două forţe egale cu P la capetele barei (fig. 5).

*) Pentru cazul a trei sau mai multe sarcini concentrate egale şi echidistante, spectrul se apropie foarte mult de cel corespunzător unei sarcini uniform repartizate, mai ales dacă se ţine eventual seama şi de masa grinzii.

Ecuația diferențială a vibrațiilor proprii se scrie

$$EI\frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + P\frac{\partial^2 y}{\partial x^4} + m\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = 0. \tag{6}$$

Presupunând și de data aceasta că funcția y este de forma $y = XT$, ecuația diferențială cu derivate parțiale (6) se descompune în două ecuații diferențiale obișnuite și anume

$$T'' + \alpha^4\frac{EI}{m}T = 0 \quad \text{și} \quad X^{IV} + \frac{P}{EI}X'' - \alpha^4 X = 0.$$

Soluția generală a primei ecuații este

$$T = A\cos(\nu t - \varphi),$$

unde

$$\nu = \alpha^2\sqrt{\frac{EI}{m}}. \tag{7}$$

A doua ecuație diferențială are ecuația caracteristică

$$r^4 + \frac{P}{EI}r^2 - \alpha^4 = 0.$$

Rădăcinile acestei ecuații sunt:

$$r = \pm\sqrt{-\frac{P}{2EI} \pm \sqrt{\frac{P^2}{4E^2I^2} + \alpha^4}},$$

care se mai scriu sub forma:

$$r_{1,2} = \pm\gamma\ ,\ r_{3,4} = \pm.\,\beta i,$$

dacă se notează:

$$\sqrt{-\frac{P}{2EI} + \sqrt{\frac{P^2}{4E^2I^2} + \alpha^4}} = \gamma \quad \text{și} \quad \sqrt{\frac{P}{2EI} + \sqrt{\frac{P^2}{4E^2I^2} + \alpha^4}} = \beta. \tag{8}$$

Soluția generală se scrie atunci sub forma

$$X = C_1\,\mathrm{ch}\gamma x + C_2\mathrm{sh}\gamma x + C_3\cos\beta x + C_4\sin\beta x.$$

Condițiile limită sunt:

— pentru $x = 0$, $X = 0$ și $M = 0$, respectiv $X'' = 0$

— pentru $x = l$, $X = 0$ și $M = 0$, respectiv $X'' = 0$.

Scriind explicit aceste condiții, se obține un sistem de patru ecuații lineare omogene cu necunoscutele C_1, C_2, C_3, C_4. Rezultă $C_1 = C_2 = C_3 = 0$. Pentru ca C_4 să poată fi diferit de zero, este necesar ca

$$\sin\beta l = 0,$$

sau $\beta l = n\pi$ (n fiind un număr întreg oarecare).
Inlocuind pe β cu valoarea dată de (8), găsim

$$\sqrt{\frac{P}{2EI} + \sqrt{\frac{P^2}{4E^2 I^2} + \alpha^4}} = \frac{n\pi}{l}.$$

De aici scoatem

$$\alpha^2 = \frac{n^2 \pi^2}{l^2} \sqrt{1 - \frac{Pl^2}{n^2 \pi^2 EI}}.$$

Ţinând seama că $\frac{\pi^2 EI}{l^2} = P_f$ (sarcina critică de flambaj), rezultă

$$\alpha^2 = \frac{n^2 \pi^2}{l^2} \sqrt{1 - \frac{1}{n^2} \frac{P}{P_f}}.$$

Atunci ν se obţine din expresia (7) sub forma

$$\nu = \frac{n^2 \pi^2}{l^2} \sqrt{\frac{EI}{m}} \cdot \sqrt{1 - \frac{1}{n^2} \frac{P}{P_f}}.$$

Dând lui n diferite valori, obţinem diferite valori pentru pulsaţii.
Raportul

$$\frac{\nu_2}{\nu_1} = \frac{4 \sqrt{1 - \frac{1}{4} \frac{P}{P_f}}}{\sqrt{1 - \frac{P}{P_f}}}$$

arată că din spectrul pulsaţiilor putem deduce imediat valoarea raportului $\frac{P}{P}$, care ne dă o idee despre stabilitatea sistemului (este inversul coeficientului de siguranţă la flambaj). Rezultatele sunt date în tabloul Nr. 3.

Tabloul 3

P/P_f	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
Spectrul	1: 4	1: 4,11	1: 4,24	1: 4,40	1: 4,62	1: 4,90	1: 5,30	1: 5,88	1: 6,93	1: 9,37	nu vibrează

CONCLUZII

Studiul de mai sus constitue un început.

Rezultatele sunt valabile numai în cazul unei grinzi drepte cu grade egale de încastrare elastică la capete.

Rezultă că măsurarea vibraţiilor proprii ale unei grinzi poate servi la determinarea modului ei de rezemare, ceea ce prezintă interes în cazul unei rezemări incerte, precum şi la determinarea coeficientului de siguranţă la flambaj.

Studiul teoretic urmează a fi completat cu studiul sistemelor de bare şi, în deosebi, a sistemelor de bare articulate.

De asemenea, trebue considerate în cazul grinzilor posibilităţile de încastrare diferită la cele două extremităţi.

Cercetarea trebue de asemenea completată cu un studiu experimental al vibraţiilor proprii, studiu care are drept scop să stabilească metodele optime de cercetare a frecvenţelor, astfel încât ipotezele de bază ale studiului să fie realizate.

Aceste studii sunt în curs în cadrul Institutului de Metalurgie şi Mecanică Aplicată al Academiei R.P.R.

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ НАПРЯЖЕНИЯ И УПРУГОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ПОСТРОЕК ПРИ ПОМОЩИ СОБСТВЕННЫХ ВИБРАЦИЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор ищет метод для проверки напряжений и упругой устойчивости постройки при помощи собственных вибраций.

В статье изучается случай балок. Доказывается, что частоты собственных вибраций образуют характеристический спектр каждой балки. В случае балки, сочлененной по концам, при равномерной нагрузке спектр равняется 1; 4; 9; 16...

В случае балки, закрепленной по концам, спектр равняется 1; 2,75; 5,4...

Эти спектры не находятся в зависимости ни от размеров балки, ни от природы материала или интенсивности равномерной нагрузки, а лишь от опоры балки.

Для случаев, когда концы балки эластично закреплены, спектры даются в таблице 1 (балка с равномерной нагрузкой) и таблице 2 (балка, нагруженная двумя равными силами на равном расстоянии).

В таблице 3 дается спектр частот для случая балки, подвергнутой сжатию. Этот спектр находится в зависимости от отношения $\frac{P}{P_f}$ (P—нагрузка сжатия, P_f — критическая нагрузка изгиба балки).

Этот труд выявляет возможность определения усилий и устойчивости балки с помощью собственных колебаний.

В дальнейшем будет изучаться система стержней и будут произведены опыты на различных постройках.

CONTRIBUTIONS À LA DÉTERMINATION DES TENSIONS ET DE LA STABILITÉ ÉLASTIQUE DES CONSTRUCTIONS À L'AIDE DES VIBRATIONS PROPRES

(RÉSUMÉ)

L'Auteur se propose de chercher une méthode qui permette la vérification des tensions et de la stabilité élastique d'une construction, à l'aide des vibrations propres.

On étudie, dans cet article, le cas des poutres. On démontre que les fréquences des vibrations propres forment un spectre caractéristique pour chaque poutre. Dans le cas d'une poutre aux extrémités articulées, uniformément chargée, le spectre est:

$$1;\ 4;\ 9;\ 16\ldots$$

Dans le cas d'une poutre aux extrémités encastrées, le spectre est:

$$1;\ 2{,}75;\ 5{,}4\ldots$$

Ces spectres ne dépendent ni des dimensions de la poutre, ni de la nature du matériel ou de l'intensité de la charge uniforme, mais seulement des appuis de la poutre.

Pour le cas où les extrémités de la poutre sont élastiquement encastrées, les spectres se trouvent dans les tableaux N° 1 (poutre uniformément chargée) et N° 2 (poutre chargée par deux forces égales et équidistantes).

Le tableau N° 3 donne le spectre des fréquences pour le cas d'une poutre soumise à une compression. Ce spectre dépend du rapport $\frac{P}{P_f}$ (P étant la charge de compression et P_f la charge critique de flambage de la poutre).

Cette étude met en évidence la possibilité de déterminer les efforts et la stabilité d'une poutre à l'aide des vibrations propres.

L'étude sera continuée. On étudiera des systèmes de barres et des expériences sur les diverses constructions auront lieu.

BIBLIOGRAFIE

1. I. P. Procofiev şi A. F. Smirnov, *Statica construcţiilor*. Ed. O.P.E.D., Bucureşti, 1951, v. III.
2. A. F. Smirnov, *Stabilitatea statică şi dinamică a construcţiilor*. Ed. O.P.E.D., Bucureşti, 1951.
3. C. S. Zavriev, *Dinamica construcţiilor*. Moscova, 1946.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

REZISTENŢA MATERIALELOR,
ELASTICITATE, STABILITATE

FLAMBAJUL TIJELOR SUB ACŢIUNEA UNEI COMPRESIUNI DATE DE O PARTE DIN GREUTATEA PROPRIE

DE

N. S. PÂRVULESCU

CAZURILE CAPĂTULUI DE JOS ARTICULAT

Cazul capătului de jos articulat, iar cel de sus încastrat şi fără deplasare laterală cu simbolul $C_{1,3}^{1,0}$, a fost desvoltat într'o lucrare precedentă [1]. Putem proceda în mod analog şi în celelalte cazuri.

După cum am arătat mai înainte [1], condiţia de instabilitate pentru generalitatea cazurilor este redată prin relaţia

$$\Xi_j^{(i)}(L)\,\Xi_{j'}^{(i')}(L) - \Xi_j^{(i')}(L)\,\Xi_{j'}^{(i)}(L) = 0 \tag{1}$$

Dar $j' = 3$ în toate cazurile, iar pentru articulaţie la capătul de jos, $j = 1$.

Prin urmare, formula precedentă devine

$$\Xi_1^{(i)}(L)\,\Xi_3^{(i')}(L) - \Xi_1^{(i')}(L)\,\Xi_3^{(i)}(L) = 0 \tag{2}$$

cu notaţiile

$$\Xi_j^{(i)}(x) = \sum_{k=0}^{\infty} z^k(x) \sum_{u=0}^{k} [-\alpha(x)]^{k-u} \frac{N_j^{k,\,k-u}}{(j+2k+u-i)!} \tag{3}$$

$$z(x) = x^3/A \qquad A = EI/q \tag{4}$$

$$\alpha(x) = h/x \tag{5}$$

în care se înlocueşte depărtarea curentă x de originea O aflată la capătul de jos al tijei, cu depărtarea L a capătului de sus. Redăm însemnările:

EI rigiditatea tijei
q greutatea aparentă a unei unităţi de lungime din tijă
y săgeata fibrei medii deformate elastic la depărtarea x.

Numerele $N_j^{k,k-u}$ au fost calculate anterior [2] cu ajutorul relațiilor

$$N_j^{k,k-u} = N_j^{k-1,k-u-1} + (j+2k+u-3)\,N_j^{k-1,k-u} \tag{6}$$

pentru $u \geqslant 1$ și $k-u \geqslant 1$,

$$N_j^{k,k} = 1$$

pentru $u = 0$

$$N_j^{k,0} = [j+3(k-1)]!!!,$$

pentru $k - u = 0$.

CAZUL AMBELOR CAPETE ARTICULATE ȘI FĂRĂ DEPLASARE LATERALĂ ($C_{1,3}^{2,0}$)

Dacă și capătul de sus este articulat, conform tabloului Nr. 1 [1], $i = 2$, iar dacă deplasarea laterală este împiedecată, $i' = 0$ și, prin urmare, relația (2) devine

$$\Xi_1(L)\,\Xi_3^{(2)}(L) - \Xi_1^{(2)}(L)\,\Xi_3(L) = 0. \tag{7}$$

Intr'adevăr, am văzut că în cazul articulării capătului de jos avem

$$y^{(i)} = a_1\,\varphi_1^{(i)}(x) + \frac{C}{A}\,\varphi_3^{(i)}(x), \tag{8}$$

în care

$$\varphi_j^{(i)}(x) = x^{j-i}\,\Xi_j^{(i)}(x). \tag{9}$$

Dacă și capătul de sus este articulat, avem momentul nul, iar dacă și deplasarea este nulă, pentru $x = L$ avem $y(L) = 0$ și, ținând seama de (10) $-M/EI = y^{(2)}(L) = 0$.

Introducând aceste condiții în (8) și eliminând pe C/A, se obține

$$-\frac{C}{A} = a_1\frac{\varphi_1(L)}{\varphi_3(L)} = a_1\frac{\varphi_1^{(2)}(L)}{\varphi_3^{(2)}(L)}. \tag{10}$$

Dacă flambajul are loc, $a_1 \neq o$ și relația precedentă devine

$$\varphi_1(L)\,\varphi_3^{(2)}(L) = \varphi_1^{(2)}(L)\,\varphi_3(L). \tag{11}$$

Ținând seama de (9), în care facem $x = L$, ecuația (11) devine

$$\frac{L^{1-0}\,\Xi_1(L)}{L^{1-2}\Xi_1^{(2)}(L)} = \frac{L^2\,\Xi_3(L)}{L^{3-2}\Xi_3^{(2)}(L)},$$

adică tocmai ecuația (7).

Pentru verificarea calculului, vom lucra în paralel și pe o altă cale, folosind formulele

$$y(x) = a_0 + \sum_{j=2}^{3} j!\,a_j\,\varphi_j(x) + a_1\left[x + \frac{1}{A}\,\varphi_4(x)\right], \tag{12}$$

$$y^{(1)}(x) = \sum_{j=2}^{3} j!\,a_j\,\varphi_j^{(1)}(x) + a_1\left[1 + \frac{1}{A}\,\varphi_4^{(1)}(x)\right], \tag{13}$$

pentru $i < 2$, şi

$$y^{(i)}(x) = \sum_{j=2}^{3} j!\, a_j\, \varphi_j^{(i)}(x) + \frac{a_1}{A}\varphi_4^{(1)}(x), \tag{14}$$

pentru $i \geqslant 2$.

Capătul de jos fiind articulat în origine, avem $a_0 = 0$ şi $a_2 = 0$ şi relaţiile precedente devin

$$\begin{aligned} y(x) &= 3!\, a_3\, \varphi_3(x) + a_1\left[x + \frac{1}{A}\varphi_4(x)\right] \\ y^{(1)}(x) &= 3!\, a_3\, \varphi_3^{(1)}(x) + a_1\left[1 + \frac{1}{A}\varphi_4^{(1)}(x)\right] \end{aligned} \tag{15}$$

pentru $i < 2$ şi

$$y^{(i)}(L) = 3!\, a_3\, \varphi_3^{(i)}(x) + \frac{a_1}{A}\varphi_4^{(i)}(x) \tag{16}$$

pentru $i \geqslant 2$.

Dacă şi capătul de sus este articulat, neavând deplasare laterală, pentru $x = L$ avem

$$y(L) = a_1\left[L + \frac{1}{A}\varphi_4(L)\right] + 3!\, a_3\, \varphi_3(L) = 0$$

$$y^{(2)}(L) = \frac{a_1}{A}\varphi_4^{(2)}(L) + 3!\, a_3\, \varphi_3^{(2)}(L) = 0$$

Eliminând pe $3!\, a_3$, se obţine

$$3!\, a_3 = a_1 \frac{L + \frac{1}{A}\varphi_4(L)}{\varphi_3(L)} = a_1 \frac{\frac{1}{A}\varphi_4^{(2)}(L)}{\varphi_3^{(2)}(L)} \tag{17}$$

iar dacă flambajul are loc, $a_1 \neq 0$ şi, având în vedere (4), relaţia precedentă devine

$$[1 + z(L)\,\Xi_4(L)]\,\Xi_3^{(2)}(L) - z(L)\,\Xi_4^{(2)}(L)\,\Xi_3(L) = 0. \tag{18}$$

Ca şi în cazul precedent, să introducem valorile $\Xi_j^{(i)}(x)$ din (3) pentru $x = L$ în ecuaţia (7). Făcând produsele seriilor şi scăderea corespunzătoare, relaţia (7) devine

$$0 = \sum_{k=0}^{t} z^k(L) \sum_{u=0}^{k} [-\alpha(L)]^{k-u}\, M_{1,3;\ 2,0}^{k,\ k-u}, \tag{19}$$

în care

$$M_{1,3;\ 2,0}^{k,\ k-u} = \sum_{n=0}^{k} \sum_{v=0}^{n} N_1^{n,\ n-v}\, N_3^{k-n,\ k-u-n+v}\, P_{1,3;\ 2,0}^{n,\ n-v;\ k-n,\ k-u-n+v} \tag{20}$$

şi

$$P_{1,3;\,2,0}^{n,\,n-v;\,k-n,\,k-u-n+v} = \frac{1}{(2n+v-1)!\,[2(k-n)+u-v+3]!} - \frac{1}{(2n+v+1)!\,[2(k-n)+u-v+1]!}. \tag{21}$$

Aducând termenii din membrul al doilea la acelaşi numitor şi introducând în (20), se obţine

$$M_{1,3;1,0}^{k,\,k-1} = \sum_{n=0}^{k}\sum_{v=0}^{n} N_1^{n,\,n-v} N_3^{k-n,\,k-u-n+v} \frac{(2n+v)(2n+v+1)-[2(k-n)+u-v+2]\,[2(k-u)+u-v+3]}{(2n+v+1)!\,[2(k-n)+u-v+3]!} \tag{22}$$

relaţie valabilă pentru k, u, n şi $v \geqslant 0$.

Desvoltând calculele se obţine

$$0 = N_1^{0,0} N_3^{0,0} \frac{1}{1!} + z(L)\left\{-\alpha(L) N_1^{0,0} N_3^{1,1} \frac{1}{3!} + N_1^{0,0} N_3^{1,0} \frac{1}{1!\,4!} + N_1^{1,0} N_3^{0,0} \frac{2\cdot3-3\cdot4}{4!\,3!}\right\}$$

$$+ z(L)\left\{\begin{array}{l} \alpha^2(L)\left[N_1^{0,0} N_3^{2,2} \dfrac{1}{1!\,5!} + (N_1^{1,1} N_3^{1,1} - N_1^{2,2} N_3^{0,0}) \dfrac{4\cdot5-2\cdot3}{3!\,5!}\right] \\ -\alpha(L)\left[N_1^{0,0} N_3^{2,1} \dfrac{1}{1!\,6!} + (N_1^{1,1} N_3^{1,0} - N_1^{2,1} N_3^{0,0}) \dfrac{5\cdot6-2\cdot3}{3!\,6!} + N_1^{1,0} N_3^{1,1} \dfrac{4\cdot5-3\cdot4}{4!\,5!}\right] \\ + N_1^{0,0} N_3^{2,0} \dfrac{1}{1!\,7!} + N_1^{2,0} N_3^{0,0} \dfrac{2\cdot3-6\cdot7}{7!\,3!} + N_1^{1,0} N_3^{1,1} \dfrac{5\cdot6-3\cdot4}{4!\,6!} \end{array}\right\} + \ldots \tag{23}$$

Dacă în loc să se pornească dela ecuaţia (7), se porneşte dela ecuaţia (18), procedând în mod analog, se obţine

$$0 = N_3^{0,0} \frac{1}{1!} + z(L)\left\{-\alpha(L) N_3^{1,1} \frac{1}{4!} + N_4^{0,0} N_3^{0,0} \frac{2\cdot3-3\cdot4}{4!\,3!}\right\}$$

$$+ z^2(L)\left\{\begin{array}{l} \alpha^2(L) N_3^{2,2} \dfrac{1}{5!} \\ -\alpha(L)\left[N_3^{2,1} \dfrac{1}{6!} + N_4^{0,0} N_3^{1,1} \dfrac{4\cdot5-3\cdot4}{4!\,5!} + N_4^{1,1} N_3^{0,0} \dfrac{2\cdot3-5\cdot6}{6!\,3!}\right] \\ + N_3^{2,0} \dfrac{1}{7!} + N_4^{0,0} N_3^{1,0} \dfrac{5\cdot6-3\cdot4}{4!\,6!} + N_4^{1,0} N_3^{0,0} \dfrac{2\cdot3-6\cdot7}{7!\,3!} \end{array}\right\} + \ldots \tag{24}$$

Inlocuind în (23) valorile N calculate cu ajutorul formulei de recurență (6), se obține

$$0 = 1 + z(L)\left\{-\alpha(L)\frac{1}{3!} + \frac{2}{4!}\right\} + z^2(L)\left\{\begin{array}{l} \alpha^2(L)\dfrac{1}{1!5!} \\ -\alpha(L)\left[\dfrac{1}{1!6!} - \dfrac{24}{3!6!} + \dfrac{8}{4!5!}\right] \\ +\dfrac{18}{1!7!} - 4\dfrac{36}{3!7!} + 3\dfrac{18}{4!6!} \end{array}\right\}$$

$$+ z^3(L)\left\{\begin{array}{l} -\alpha^3(L)\dfrac{1}{1!7!} \\ +\alpha^2(L)\left[\dfrac{15}{1!8!} - \dfrac{50}{3!8!} + \dfrac{30}{4!7!} - \dfrac{10}{5!6!}\right] \\ -\alpha(L)\left[\dfrac{82}{1!9!} - 10\dfrac{66}{3!9!} + 8\dfrac{44}{4!8!} - 4\dfrac{22}{5!7!}\right] \\ +\dfrac{162}{1!10!} - 28\dfrac{84}{3!10!} + 18\dfrac{60}{4!9!} - 12\dfrac{12}{6!7!} \end{array}\right\} + \ldots \quad (25)$$

La același rezultat se ajunge dacă se înlocuiesc valorile N în ecuația (24), ceea ce constitue verificarea.

Introducând valorile factorialelor și efectuând calculul, se ajunge în cele din urmă la ecuația

$$0 = 1 - \frac{z(L)}{100}\left\{\alpha(L)\,16{,}666\,67 - 8{,}333\,33\right\} + \left[\frac{z(L)}{100}\right]^2\left\{\begin{array}{r} \alpha^2(L)\,83{,}333\,33 \\ -\alpha(L)\,83{,}333\,33 \\ +19{,}345\,24 \end{array}\right\}$$

$$-\left[\frac{z(L)}{100}\right]^3\left\{\begin{array}{r} \alpha^3(L)\,198{,}412\,70 \\ -\alpha^2(L)\,297{,}619\,05 \\ +\alpha(L)\,141{,}093\,47 \\ -20{,}943\,56 \end{array}\right\} + \left[\frac{z(L)}{100}\right]^4\left\{\begin{array}{r} \alpha^4(L)275{,}573\,19 \\ -\alpha^3(L)551{,}146\,38 \\ +\alpha^2(L)396{,}658\,38 \\ -\alpha(L)121{,}085\,19 \\ +13{,}108\,76 \end{array}\right\} \quad (26)$$

$$-\left[\frac{z(L)}{100}\right]^5\left\{\begin{array}{r} \alpha^5(L)\,250{,}521\,08 \\ -\alpha^4(L)\,626{,}302\,71 \\ +\alpha^3(L)\,605{,}655\,37 \\ -\alpha^2(L)\,282{,}180\,34 \\ +\alpha(L)\,62{,}997\,34 \\ -5{,}345\,37 \end{array}\right\} + \ldots$$

Reamintim că

$$z(L) = qL^3/EI, \quad (27)$$

$$\alpha(L) = h/L. \quad (28)$$

DIAGRAMA

coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{2,0}$

A proximația 1^a — · — · — · —

» *a* 3^a — · · — · · — · ·

» *a* 5^a — · · · — · · · —

Cazul ambelor capete articulate și fără deplasare laterală.

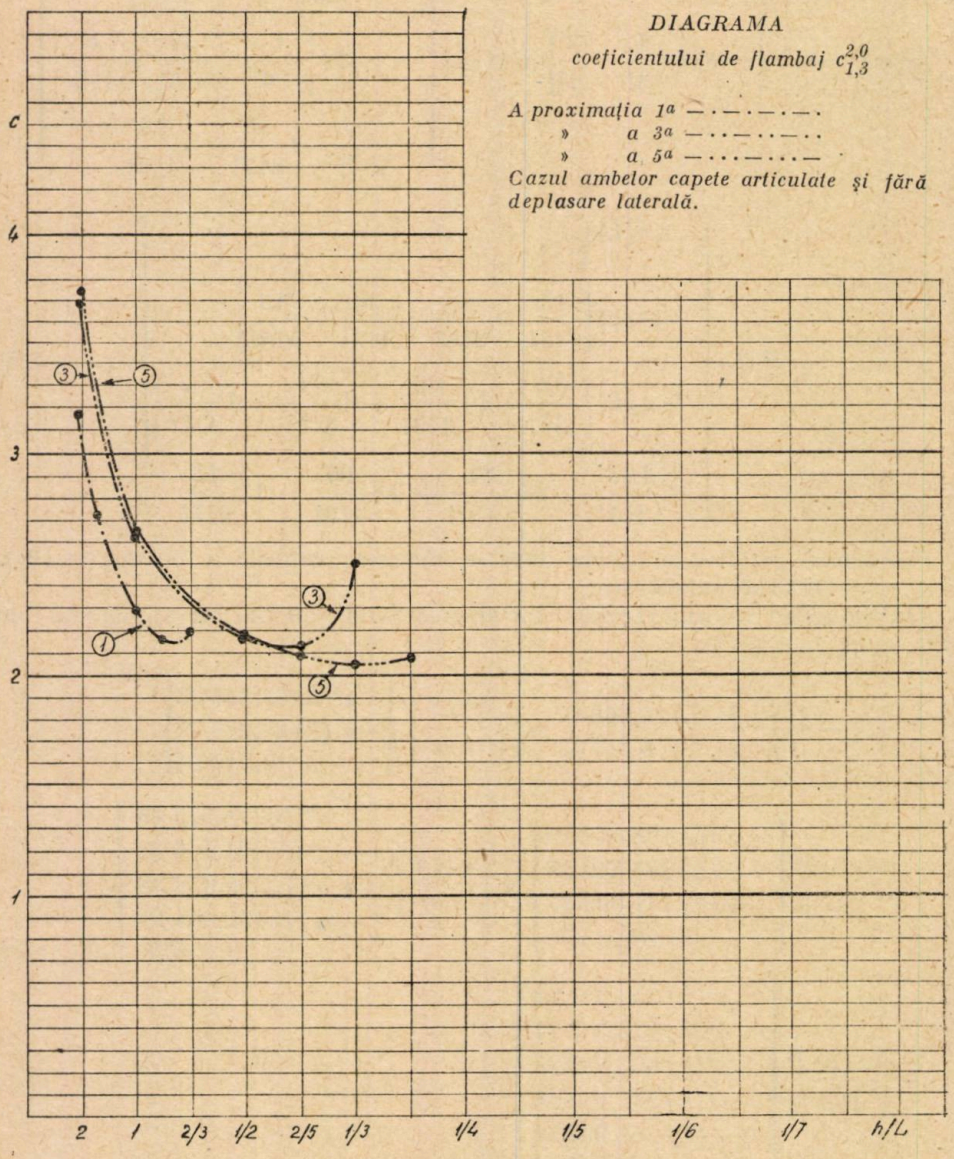


Fig. 1

Lungimea critică a porțiunii comprimate, în acest caz $h_{1,3}^{2,0}$, este dată de formula

$$h_{1,3}^{2,0} = c_{1,3}^{2,0} \sqrt[3]{EI/q}, \tag{29}$$

în care coeficientul de flambaj, în acest caz $c_{1,3}^{2,0}$, se calculează cu ajutorul relației

$$c_{1,3}^{2,0} = \alpha(L) \sqrt[3]{z(L)}, \tag{30}$$

valorile $z(L)$ fiind deduse din ecuația (26).

Evaluarea lui $c_{1,3}^{2,0}$ reclamă rezolvarea unei ecuații al cărui grad este egal cu gradul de aproximație.

In tabloul Nr. 1 sunt date valorile coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{2,0}$ calculate pentru diferite valori ale raportului h/L, cu diferite grade de aproximație.

Tabloul Nr. 1

Valorile calculate ale coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{2,0}$

Aproximația \ $\frac{h}{L}$	2	3/2	1	3/4	2/3	1/2	2/5	1/3	2/7
1°	3,175	2,73	2,29	2,165	2,2	∞			
3°	3,69		2,63			2,17	2,13	2,5	
5°	3,74		2,65			2,18	2,097	2,047	2,07

In diagrama din figura 1 sunt trasate variațiile coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{2,0}$ în funcție de raportul h/L, în diferite grade de aproximație, conform tabloului Nr. 1. Astfel, curba 1 reprezintă valorile c în aproximația 1-a, curba 3 în aproximația a 3-a și curba 5 în aproximația a 5-a.

Ca și la cazul $c_{1,3}^{1,0}$ studiat în [1], valorile c astfel calculate sunt valabile numai pentru ramurile din stânga ale curbelor. Prin mărirea gradului de aproximație se mărește însă nu numai aproximația în interval valabil, ci se lărgește chiar acest interval până la intersecția cu curba următoare. Astfel, curba 1 este valabilă până la $h/L \approx 2/3$, curba 3 până la $h/L \approx 1/2$ și curba 5 până la $h/L \approx 1/3$.

Și în acest caz, pe intervalul valabil aproximația se mărește apreciabil dela curba 1 la curba 3 și abia sensibil dela aceasta la curba 5.

CAZURILE CU DEPLASARE LATERALĂ

Deosebim două feluri de deplasări laterale ale capătului de sus:

1. După o direcție normală pe direcția tijei:
2. După o direcție orizontală.

In cazul $c_{1,3}^{1,3}$ al capătului de sus încastrat, direcția normală pe tijă rămâne orizontală și după deformare, astfel încât cele două deplasări se confundă. In cazul capătului de sus articulat, direcția normală pe tijă nu mai rămâne orizontală după deformare.

Cazul $c_{1,3}^{2,3}$ al deplasării normale a capătului de sus se poate realiza după cum se arată în figura 2.

In cazul articulației la capătul de jos, direcția normală se înclină cu creșterea raportului h/L și nu prezintă niciun interes practic.

Cazul deplasării orizontale a unuia din capete s'a arătat [1] în figura 7.

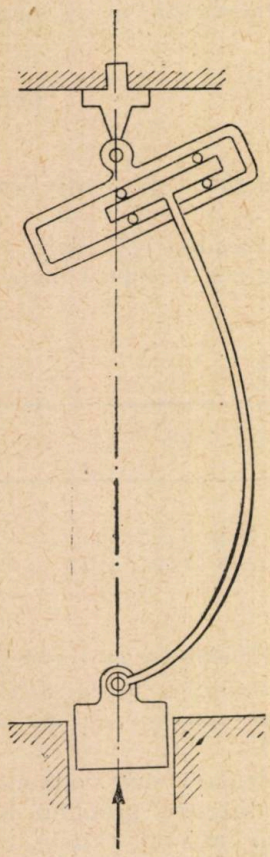


Fig. 2

CAZUL CAPĂTULUI DE JOS ARTICULAT, IAR CEL DE SUS INCASTRAT ȘI CU DEPLASARE LATERALĂ $(C_{1,3}^{1,3})$

Procedăm ca și în cazul $C_{1,3}^{2,0}$. In acest caz $i = 1$; $i' = 3$ și relația (2) devine

$$\Xi_1^{(1)}(L)\,\Xi_3^{(3)}(L) - \Xi_1^{(3)}(L)\,\Xi_3^{(1)}(L) = 0. \tag{31}$$

Intr'adevăr, considerând capătul de sus încastrat și cu deplasare laterală, tangenta și forța tăietoare sunt nule, ceea ce înseamnă că pentru $x = L$

$$y^{(1)}(L) = 0$$

și, ținând seama de relația (1_1) [3],

$$-T/EI = y^{(3)}(L) = 0.$$

Introducând aceste condiții în relația (8), se obține condiția de flambaj

$$\begin{vmatrix} \varphi_1^{(1)}(L) & \varphi_3^{(1)}(L) \\ \varphi_1^{(3)}(L) & \varphi_3^{(3)}(L) \end{vmatrix} = 0 \tag{32}$$

și, ținând seama de (4)[1], obținem tocmai ecuația (31).

Pentru verificarea calculelor, introducem condițiile de rezemare ale capetelor în relațiile (17) [2] și obținem ecuația

$$\Xi_3^{(1)}(L)\,z(L)\,\Xi_4^{(3)}(L) - \Xi_3^{(3)}(L)[1 + z(L)\,\Xi_4^{(1)}(L)] = 0. \tag{33}$$

Inlocuind valorile $\Xi_j^{(i)}(x)$ din (3) în ecuația (31), pentru $x = L$, aceasta devine

$$0 = \sum_{k=0}^{\infty} z^k(L) \sum_{v=0}^{k} [-\alpha(L)]^{k-u}\, M_{1,3;\,1,3}^{k,\,k-u}, \tag{34}$$

în care

$$M_{1,3;\,1,3}^{k,\,k-u} \sum_{n=0}^{k} \sum_{v=0}^{n} N_1^{n,\,n-v} N_3^{k-n,\,k-u-n+v}\, P_{1,3;\,1,3}^{n,\,n-v;\,k-n,\,k-u-n+v} \tag{35}$$

și

$$P_{1,3;\,1,3}^{n,\,n-v;\,k-n,\,k-u-n+v} = \frac{1}{(2n+v)!\ [2(k-n)+u-v]!}$$

$$-\frac{1}{(2n+v-2)!\ [2(k-n)+u-v+\ ]!} \tag{36}$$

Prin urmare

$$M_{1,3;1,3}^{k,\,k-u} = \sum_{n=0}^{k}{}' \sum_{v=0}^{n}{}' N_1^{n,\,n-v}\, N_3^{k-u,\,k-u-n+v}$$

$$\frac{[2(k-n)+u-v+1]\,[2(k-n)+u-v+2]-(2n+v-1)(2n+v)}{(2n+v)!\ [2(k-n)+u-v+2]!} \tag{37}$$

relație valabilă pentru k, u, n și $v \geqslant o$.

Desvoltând calculele, se obține

$$0 = N_1^{0,0} N_3^{0,0} \frac{1}{0!\ 0!} + z(L)\left\{-\alpha(L) N_1^{0,0} N_3^{1,1} \frac{1}{0!\ 2!} + N_1^{0,0} N_3^{1,0} + \frac{1}{0!\ 3!}\right.$$

$$\left. + N_1^{1,0} N_3^{0,0} \frac{1\cdot 2 - 2\cdot 3}{3!\ 2!}\right\}$$

$$+ z^2(L)\left\{\begin{array}{l} \alpha^2(L)\left[N_1^{0,0} N_3^{2,2} \dfrac{1}{0!\ 4!} + (N_1^{1,1} N_3^{1,1} - N_1^{2,2} N_3^{0,0}) \dfrac{3\cdot 4 - 1\cdot 2}{3!\ 4!}\right] \\ -\alpha(L)\left[N_1^{0,0} N_3^{2,1} \dfrac{1}{0!\ 5!} + (N_1^{1,1} N_3^{1,0} - N_1^{2,1} N_3^{0,0}) \dfrac{4\cdot 5 - 1\cdot 2}{2!\ 5!}\right. \\ \qquad \left. + N_1^{1,0} N_3^{1,1} \dfrac{3\cdot 4 - 2\cdot 3}{3!\ 4!}\right] \\ + N_1^{0,0} N_3^{2,0} \dfrac{1}{0!\ 6!} - N_1^{2,0} N_3^{0,0} \dfrac{5\cdot 6 - 1\cdot 2}{2!\ 6!} + N_1^{1,0} N_3^{1,0} \dfrac{4\cdot 5 - 2\cdot 3}{3!\ 5!} \end{array}\right\} + \ldots \tag{38}$$

Introducând valorile $\Xi_j^{(i)}(x)$ în ecuația (33), se obține pentru $x = L$,

$$0 = N_3^{0,0} \frac{1}{0!} + z(L)\left\{-\alpha(L) N_3^{1,1} \frac{1}{2!} + N_2^{1,0} \frac{1}{3!} - N_3^{0,0} N_4^{0,0} \frac{2\cdot 3 - 1\cdot 2}{2!\ 3!}\right\}$$

$$+ z^2(L)\left\{\begin{array}{l} \alpha^2(L) N_3^{2,2} \dfrac{1}{4!} \\ + \alpha(L)\left[N_3^{2,1} \dfrac{1}{5!} N_3^{0,0} N_4^{1,1} \dfrac{4\cdot 5 - 1\cdot 2}{2!\ 5!} + N_3^{1,1} N_4^{0,0} \dfrac{3\cdot 4 - 2\cdot 3}{3!\ 4!}\right] \\ + N_3^{2,0} \dfrac{1}{6!} - N_3^{0,0} N_4^{1,0} \dfrac{5\cdot 6 - 1\cdot 2}{2!\ 6!} + N_3^{1,0} N_4^{0,0} \dfrac{4\cdot 5 - 2\cdot 3}{3!\ 5!} \end{array}\right\} + \ldots \tag{39}$$

Inlocuind în (38) valorile N calculate cu ajutorul formulei de recurență (6), se obține

$$0 = \frac{1}{0!\ 0!} + z(L)\left\{\begin{matrix} -\alpha(L)\dfrac{1}{0!\ 2!} + \\ + \dfrac{3}{0!\ 3!} - \dfrac{4}{2!\ 3!}\end{matrix}\right\} + z^2(L)\left\{\begin{matrix} \alpha^2(L)\dfrac{1}{0!\ 4!} \\ -\alpha(L)\left[\dfrac{8}{0!\ 5!} - \dfrac{18}{2!\ 5!} + \dfrac{6}{3!\ 6!}\right] \\ + \dfrac{18}{0!\ 6!} - 4\dfrac{28}{2!\ 6!} + 3\dfrac{14}{3!\ 5!}\end{matrix}\right\}$$

$$+z^3(L)\left\{\begin{matrix} -\alpha^3(L)\dfrac{1}{0!\ 6!} \\ +\alpha^2(L)\left[\dfrac{15}{0!\ 9!} - \dfrac{40}{2!\ 7!} + \dfrac{24}{3!\ 6!} - \dfrac{1}{4!\ 5!}\right] \\ +\alpha(L)\left[\dfrac{82}{0!\ 8!} - 10\dfrac{54}{2!\ 8!} + 8\dfrac{36}{3!\ 7!} - 4\dfrac{18}{4!\ 6!}\right] \\ + \dfrac{162}{0!\ 9!} - 28\dfrac{70}{2!\ 9!} + 18\dfrac{50}{3!\ 8!} - 12\dfrac{10}{5!\ 6!}\end{matrix}\right\} + \ldots \qquad (40)$$

La același rezultat se ajunge dacă se înlocuește valorile N în ecuația (39) ceea ce constitue verificarea.

Introducând valorile factorialelor și efectuând calculul, se ajunge, în cele din urmă, la ecuația

$$0 = 1 - \frac{z(L)}{100}\left\{\begin{matrix}\alpha(L)\ 50{,}000\ 000 \\ -\ 16{,}666\ 67\end{matrix}\right\} + \left[\frac{z(L)}{100}\right]^2\left\{\begin{matrix}\alpha^2(L)\ 416{,}666\ 67 \\ -\alpha(L)\ 333{,}333\ 33 \\ +\ 55{,}555\ 55\end{matrix}\right\}$$

$$-\left[\frac{z(L)}{100}\right]^3\left\{\begin{matrix}\alpha^3(L)\ 1\,388{,}888\ 89 \\ -\alpha^2(L)\ 1\,785{,}714\ 29 \\ +\alpha(L)\ 694{,}444\ 44 \\ 77{,}160\ 49\end{matrix}\right\} + \left[\frac{z(L)}{100}\right]^4\left\{\begin{matrix}\alpha^4(L)\ 2\,480{,}158\ 73 \\ -\alpha^3(L)\ 4\,409{,}171\ 08 \\ +\alpha^2(L)\ 2\,755{,}731\ 92 \\ -\alpha(L)\ 701{,}466\ 12 \\ +\ 58{,}454\ 92\end{matrix}\right\}$$

$$-\left[\frac{z(L)}{100}\right]^5\left\{\begin{matrix}\alpha^5(L)\ 2\,755{,}731\ 92 \\ -\alpha^4(L)\ 6\,263{,}027\ 10 \\ +\alpha^3(L)\ 5\,427{,}956\ 82 \\ -\alpha^2(L)\ 2\,216{,}148\ 05 \\ +\alpha(L)\ 417{,}535\ 14 \\ +\ 27{,}835\ 63\end{matrix}\right\} + \qquad (41)$$

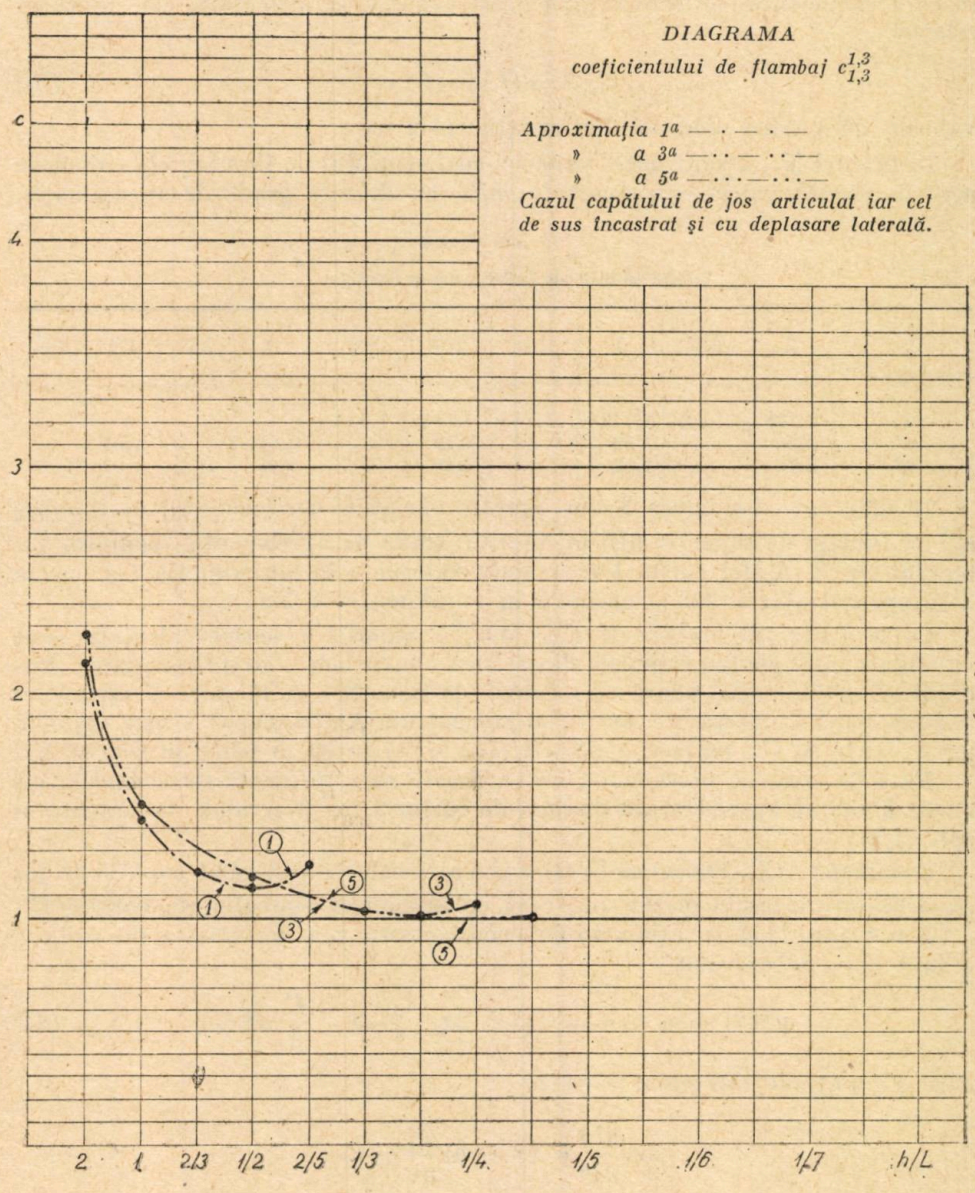


DIAGRAMA
coeficientului de flambaj $c^{1,3}_{1,3}$
Aproximația 1ª — · — · —
» a 3ª —·· —·· —
» a 5ª —··· —··· —
Cazul capătului de jos articulat iar cel de sus încastrat și cu deplasare laterală.
c
4
3
2
1
ψ
2
l
2/3
1/2
2/5
1/3
1/4
1/5
1/6
1/7
h/L

Fig. 3

Lungimea critică a porțiunii comprimate, în acest caz $h_{1,3}^{1,3}$. este dată de formula

$$h_{1,3}^{1,3} = c_{1,3}^{1,3} \sqrt[3]{EI/q}, \tag{42}$$

în care coeficientul de flambaj, în acest caz $c_{1,3}^{1,3}$, se calculează cu ajutorul relației

$$c_{1,3}^{1,3} = \alpha(L) \sqrt[3]{z(L)}, \tag{43}$$

valorile $z(L)$ fiind deduse din ecuația (41).

In tabloul Nr. 2 sunt date valorile coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{1,3}$ calculate pentru diferite valori ale raportului h/L, cu diferite grade de aproximație.

Tabloul Nr. 2

Valorile calculate ale coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{1,3}$

Aproximația \ $\frac{h}{L}$	2	4/3	1	2/3	1/2	2/5	1/3	2/7	1/4	2/9
1°	2,128	1,68	1,4425	1,21	1,145	1,243				
3°	2,26		1,52		1,19		1,03		1,07	
5°	2,26		1,52		1,19		1,03	1,02	1,02	1,02

In diagrama din figura 3 sunt trasate variațiile coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{1,3}$ în funcție de raportul h/L în diferite grade de aproximație, conform tabloului Nr. 2. Astfel, curba 1 reprezintă valorile c în aproximația 1-a, curba 3 în aproximația a 3-a și curba 5 în aproximația a 5-a.

Ca și la cazurile precedente $C_{1,3}^{1,0}$ și $C_{1,3}^{2,0}$, valorile c astfel calculate sunt valabile numai pentru ramurile din stânga ale curbelor, iar prin mărirea gradului de aproximație, odată cu mărirea aproximației, se lărgește și intervalul valabil, până la intersecția cu curba precedentă. Astfel, curba 1 este valabilă până la $h/L \approx 1/2$, curba 3 până la $h/L \approx 1/3$ și curba 5 până la $h/L \approx 2/7$.

Față de cazurile precedente, curba 1 este mai apropiată de celelalte, iar curba 5 nici nu apare trasată distinct de curba 3 pe diagramă în intervalul $h/L > 1/3$.

Observație (C_1^1). Putem să folosim și o altă cale considerând capătul de jos cu deplasare laterală orizontală, ceea ce însemnăm simbolic cu notația C_1^1.

Am văzut [1] că ecuația axei deformate elastic și a derivatelor de ordinul i sunt date de expresia

$$y^{(i)}(x) = a_0 + a_1 \varphi_1^{(i)}(x) + 2a_2 \varphi_2^{(i)}(x) + \frac{C}{A} \varphi_3^{(i)}(x) \tag{44}$$

care s'a obținut integrând ecuația

$$A \frac{d^3y}{dx^3} = (x - h) \frac{dy}{dx} + C.$$

Ținând seama că pentru $x = 0$ avem

$$dy/dx = \operatorname{tg}\theta_0 \text{ și } d^3y/dx^3 = -T_0/EI = -T_0/qA,$$

ecuația diferențială precedentă devine

$$C = h \operatorname{tg} \theta_0 - T_0/q,$$

în care T_0 și θ_0 sunt, respectiv, forța tăietoare și unghiul tangentei, ambele în capătul de jos.

In cazul capătului de jos cu deplasare fără frecare după direcția orizontalei, componenta orizontală a reacției este nulă și deci

$$qh \sin \theta_0 - T_0 \cos \theta_0 = 0.$$

Prin urmare, în acest caz $C = 0$ și, deoarece am considerat originea axelor de coordonate în extremitatea inferioară $a_0 = 0$, expresia (44) devine

$$y^{(i)}(x) = a_1 \varphi_1^{(i)}(x) + 2a_2. \tag{45}$$

Am văzut că, în cazul articulării capătului de jos, $a_2 = 0$ și relația (45) devine

$$y^{(i)}(x) = a_1 \varphi_1^{(i)}(x). \tag{46}$$

Deoarece capătul de sus este încastrat, pentru $x = L$ avem $y^{(1)}(L) = 0$ și deci

$$a_1 \varphi_1^{(1)}(L) = 0.$$

Intru cât $a_1 \neq 0$ și, ținând seama de relația (4) [1], condiția de instabilitate devine

$$\Xi_1^{(1)}(L) = 0,$$

adică

$$0 = \frac{1}{0!} - z(L)\left[\frac{\alpha(L)}{2!} - \frac{1}{3!}\right] + z^2(L)\left[\frac{\alpha^2(L)}{4!} - \frac{4\alpha}{5!} + \frac{4}{6!}\right] - \dots \tag{47}$$

Efectuând calculele, se obține tocmai expresia (41), ceea ce era de prevăzut, întru cât, oricare ar fi capătul care se deplasează orizontal, este același lucru. Prin urmare, cele două cazuri $C_{1,3}^{1,3}$ și C_1^1 sunt identice, dar calea din urmă este mai simplă, deci mai expeditivă și constitue o verificare.

CAZUL AMBELOR CAPETE ARTICULATE ȘI CU DEPLASARE LATERALĂ NORMALĂ (PENTRU CAPĂTUL SUPERIOR) $(C_{1,3}^{2,3})$

Conform tabloului Nr. 1 [1], avem în acest caz $i=2$ și $i'=3$ care, înlocuite în (2) ne dau

$$\Xi_1^{(2)}(L)\,\Xi_3^{(3)}(L) - \Xi_1^{(3)}(L)\,\Xi_3^{(2)}(L) = 0. \tag{48}$$

Intr'adevăr, în acest caz, la capătul de sus, momentul încovoietor și forța tăietoare sunt nule și, prin urmare, pentru $x=L$, avem

$$-M/EI = y^{(2)}(L) = 0,$$
$$-T/EI = y^{(3)}(L) = 0.$$

Introducând aceste condiții în relația (8), obținem un sistem de două ecuații omogene, care dacă $a_1 \neq 0$, adică în cazul flambajului, ne conduce la

$$\begin{vmatrix} \varphi_1^{(2)}(L) & \varphi_3^{(2)}(L) \\ \varphi_1^{(3)}(L) & \varphi_3^{(3)}(L) \end{vmatrix} = 0. \tag{49}$$

Inlocuind valorile $\varphi_j^{(i)}(L)$ din (4) [1], se obţine tocmai ecuaţia (48).

Să folosim şi cealaltă cale, introducând condiţiile cazului considerat în relaţia (16). Procedând în mod analog, se obţine

$$\Xi_3^{(2)}(L)\,\Xi_4^{(3)}(L) - \Xi_3^{(3)}(L)\,\Xi_4^{(2)}(L) = 0. \tag{50}$$

Ecuaţia (48), în care am înlocuit valorile din (3), devine, pentru $x=L$,

$$0 = \sum_{k=0}^{\infty} Z^k(L) \sum_{u=0}^{k} [-\alpha(L)]^{k-u}\, M_{1,3;\,2,3}^{k,\,k-u}, \tag{51}$$

în care

$$M_{1,3;\,2,3}^{k,\,k-u} = \sum_{n=0}^{k} \sum_{v=0}^{n} N_1^{n,\,n-v}\, N_3^{k-n,\,k-u-n+v}\, P_{1,3;\,2,3}^{n,\,n-v;\;k-n,\,k-u-n+v} \tag{52}$$

şi

$$P_{1,3;\,2,3}^{n,\,n-v;\;k-n,\,k-u-n+v} = \frac{1}{(2n+v-1)\,![2\,(k-n)+u-v]!} - \frac{1}{(2n+v-2)![2\,(k-n)+u-v+1]!}. \tag{53}$$

Deci

$$M_{1,3;\,2,3}^{k,\,k-u} = \sum_{n=0}^{k} \sum_{v=0}^{n} N_1^{n,\,n-v}\, N_3^{k-n,\,k-u-n+v}\, \frac{2(k-n)+u-v-(2n+v-1)}{(2n+v-1)![2\,(k-n)+u-v+1]\,!}, \tag{54}$$

relaţie valabilă pentru k, u, n şi $v \geqslant 0$.

Desvoltând calculele, se obţine

$$\begin{aligned}
0 = {} & N_1^{1,0} N_3^{0,0} \frac{1-2}{2\,!1!} \\
& + z(L) \left\{ -\alpha(L) \left[(N_1^{1,1} N_3^{1,0} - N_1^{2,1} N_3^{0,0}) \frac{4-1}{1\,!4\,!} + N_1^{1,0} N_3^{1,1} \frac{3-2}{2\,!3\,!} \right] \right. \\
& \qquad \left. + N_1^{1,0} N_3^{1,0} \frac{4-2}{2\,!4\,!} + N_1^{2,2} N_3^{0,0} \frac{1-5}{5\,!1\,!} \right\} \\
& + z^2(L) \left\{ \alpha^2(L) \left[(N_1^{1,1} N_3^{2,1} - N_1^{3,2} N_3^{0,0}) \frac{5-1}{1\,!6\,!} + N_1^{1,0} N_3^{2,2} \frac{5-2}{2\,!5\,!} \right. \right. \\
& \qquad \left. + (N_1^{2,2} N_3^{1,0} - N_1^{2,1} N_3^{1,1}) \frac{4-3}{3\,!4\,!} \right] \\
& \qquad -\alpha(L) \left[(N_1^{1,1} N_3^{2,0} - N_1^{3,1} N_3^{0,0}) \frac{7-1}{1\,!7\,!} + N_1^{1,0} N_3^{2,1} \frac{6-2}{2\,!6\,!} + N_1^{2,0} N_3^{1,1} \frac{3-5}{5\,!3\,!} \right] \\
& \qquad \left. + N_1^{3,0} N_3^{0,0} \frac{1-8}{8\,!1\,!} + N_1^{1,0} N_3^{2,0} \frac{7-2}{2\,!7\,!} + N_1^{2,0} N_3^{1,0} \frac{4-5}{5\,!4!} \right\}
\end{aligned} \tag{55}$$

Făcând aceleași înlocuiri în ecuația (50), aceasta devine

$$0 = N_3^{0,0} N_4^{0,0} \frac{2-1}{1!2!} + z(L) \left\{ \begin{array}{l} -\alpha(L)\left[N_3^{0,0} N_4^{1,1} \frac{4-1}{1!4!} + N_3^{1,1} N_4^{0,0} \frac{2-3}{3!2!} \right] \\ + N_3^{0,0} N_4^{1,0} \frac{5-1}{1!5!} + N_3^{1,0} N_4^{0,0} \frac{2-4}{4!2!} \end{array} \right\}$$

$$+ z^2(L) \left\{ \begin{array}{l} \alpha^2(L)\left[N_3^{0,0} N_4^{2,2} \frac{6-1}{1!6!} + N_3^{2,2} N_4^{0,0} \frac{2-5}{5!2!} + N_3^{1,1} N_4^{1,1} \frac{4-3}{3!4!} \right] \\ -\alpha(L)\left[N_3^{0,0} N_4^{2,1} \frac{7-1}{1!7!} + N_3^{2,1} N_4^{0,0} \frac{2-6}{6!2!} + N_3^{1,1} N_4^{1,0} \frac{5-3}{3!5!} \right] \\ + N_3^{0,0} N_4^{2,0} \frac{8-1}{1!8!} + N_3^{2,0} N_4^{0,0} \frac{2-7}{7!2!} + N_3^{1,0} N_4^{1,2} \frac{5-4}{4!5!} \end{array} \right\} + \ldots (56)$$

Inlocuind în ecuația (55) valorile N calculate cu ajutorul formulei de recurență (6) se obține

$$0 = \frac{1}{1!2!} + z(L) \left\{ \begin{array}{l} -\alpha(L)\left[\frac{3}{1!4!} - \frac{1}{2!3!} \right] \\ + \frac{16}{1!5!} - \frac{6}{2!4!} \end{array} \right\}$$

$$+ z^2(L) \left\{ \begin{array}{l} \alpha^2(L)\left[\frac{5}{1!6!} - \frac{3}{2!5!} + \frac{1}{3!4!} \right] \\ -\alpha(L)\left[\frac{60}{1!7!} - \frac{32}{2!6!} + \frac{8}{3!5!} \right] \\ + \frac{196}{1!8!} - \frac{90}{1!7!} + \frac{12}{4!5!} \end{array} \right\}$$

$$+ z^3(L) \left\{ \begin{array}{l} -\alpha^3(L)\left[\frac{7}{1!8!} - \frac{5}{2!7!} + \frac{3}{3!6!} - \frac{1}{4!5!} \right] \\ +\alpha^2(L)\left[\frac{144}{1!9!} - \frac{90}{2!8!} + \frac{40}{3!7!} - \frac{10}{4!6!} \right] \\ -\alpha(L)\left[\frac{1062}{1!10!} - \frac{574}{2!9!} + \frac{140}{3!8!} + \frac{36}{4!7!} - \frac{32}{5!6!} \right] \\ + \frac{2800}{1!11!} - \frac{1296}{2!10!} + \frac{336}{4!8!} - \frac{144}{5!7!} \end{array} \right\} + \ldots \qquad (57)$$

La același rezultat se ajunge dacă se înlocuesc valorile N în ecuația (56), ceea ce constitue verificarea.

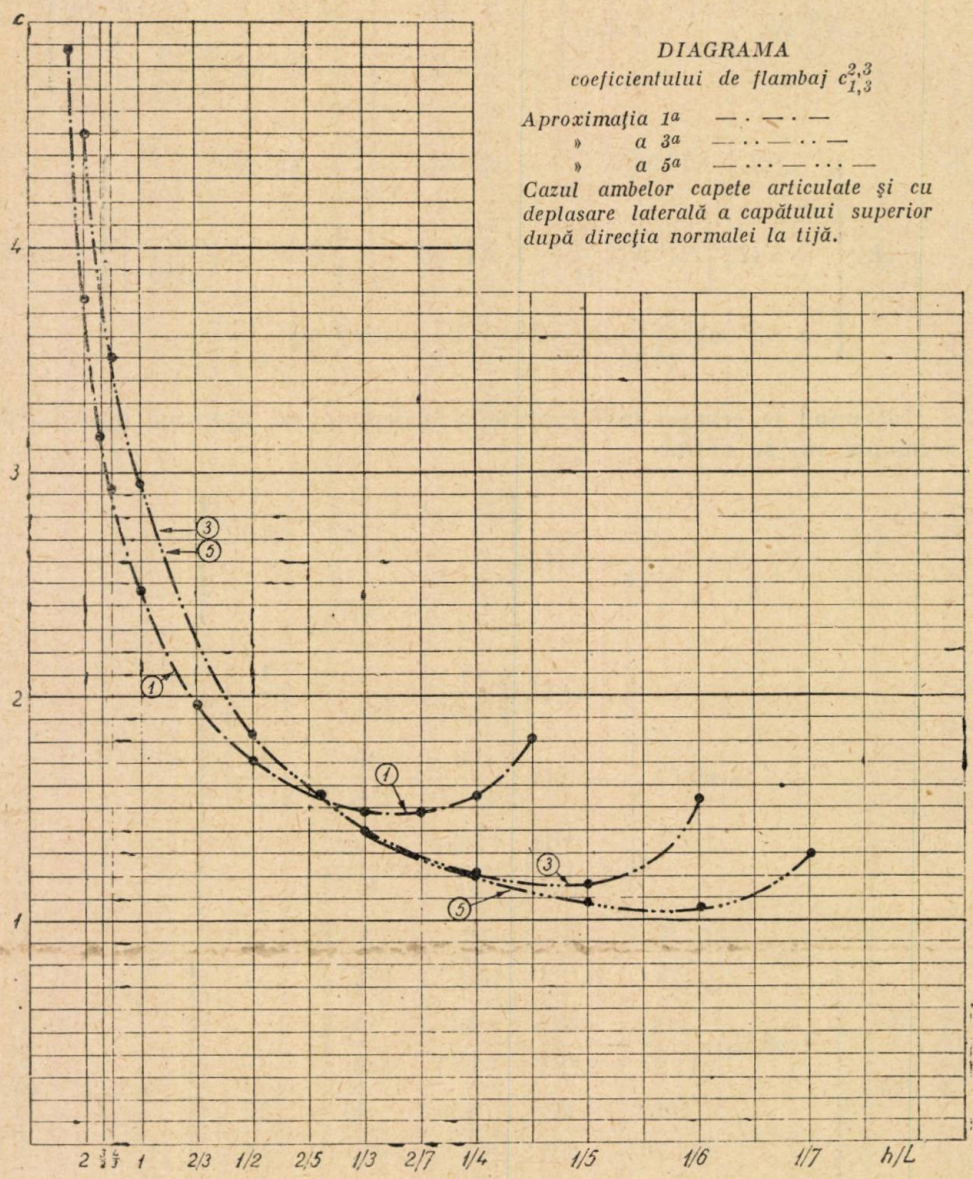


DIAGRAMA
coeficientului de flambaj $c^{2,3}_{1,3}$

Aproximaţia 1ª — · — · —
» *a 3ª* — ·· — ·· —
» *a 5ª* — ··· — ··· —

Cazul ambelor capete articulate şi cu deplasare laterală a capătului superior după direcţia normalei la tijă.

Fig. 4

Introducând valorile factorialelor și efectuând calculul, se ajunge în cele din urmă la ecuația

$$0 = 0{,}5 - \frac{z(L)}{100}\left\{\begin{matrix}\alpha\,(L)\;4{,}166\;667\\ \qquad 0{,}833\;333\end{matrix}\right\} + \left[\frac{z(L)}{100}\right]^2\left\{\begin{matrix}\alpha^2(L)\;13{,}888\;889\\ -\alpha(L)\;7{,}936\;508\\ +\;0{,}992\;063\end{matrix}\right\}$$

$$-\left[\frac{z(L)}{100}\right]^3\left\{\begin{matrix}\alpha^3(L)\,24{,}801\;587\\ -\alpha^2(L)\,24{,}801\;587\\ +\alpha\,(L)\;7{,}716\;060\\ -\;0{,}701\;459\end{matrix}\right\} + \left[\frac{z(L)}{100}\right]^4\left\{\begin{matrix}\alpha^4(L)\;27{,}557\;319\\ -\alpha^3(L)\;40{,}083\;373\\ +\;\alpha^2(L)\;20{,}876\;757\\ -\;\alpha\,(L)\;4{,}496\;\;532\\ +\;0{,}321\;\;089\end{matrix}\right\} \tag{58}$$

$$-\left[\frac{z(L)}{100}\right]^5\left\{\begin{matrix}\alpha^5\,(L)\;20{,}876\;757\\ -\alpha^4\,(L)\;40{,}147\;610\\ +\;\alpha^3\,(L)\;29{,}823\;939\\ -\;\alpha^2\,(L)\;10{,}553\;086\\ +\alpha\;\;(L)\;\;1{,}739\;730\\ \qquad\qquad 0{,}102\;337\end{matrix}\right\} + \ldots$$

Lungimea critică a porțiunii comprimate, în acest caz $h_{1,3}^{2,3}$, este dată de formula

$$h_{1,3}^{2,3} = c_{1,3}^{2,3}\sqrt[3]{EI/q} \tag{59}$$

în care coeficientul de flambaj, în acest caz $c_{1,3}^{2,3}$, se calculează cu ajutorul relației

$$c_{1,3}^{2,3} = \alpha\,(L)\sqrt[3]{z\,(L),} \tag{60}$$

valorile $z(L)$ fiind deduse din ecuația (58).

In tabloul Nr. 3 sunt date valorile coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{2,3}$, calculate pentru diferite valori ale raportului h/L cu diferite grade de aproximație.

Tabloul Nr. 3

Valorile calculate ale coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{2,3}$

Aproximația \ $\frac{h}{L}$	3	2	3/2	4/3	1	2/3	1/2	2/5	1/3	2/7	1/4	2/9	1/5	1/6	1/7
1°	4,88	3,762	3,150	2,925	2,465	1,965	1,710	1,568	1,495	1,485	1,553	1,815			
3°		4,5		3,5	2,95		1,83		1,41		1,215		1,16	1,54	
5°		4,5		3,5	2,95		1,83		1,41		1,197		1,093	1,062	1,3

In diagrama din figura 4 sunt trasate valorile coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{2,3}$, în funcție de raportul h/L, conform tabloului Nr. 3. Astfel, curbele 1,3 și 5 reprezintă valorile c în aproximația 1-a, a 3-a și a 5-a.

Ca și la cazurile precedente, valorile c, astfel calculate, sunt valabile numai pentru ramurile din stânga ale curbelor și odată cu mărirea aproximației

se lărgeşte şi intervalul valabil. Astfel, curba 1 este valabilă până la $h/L \approx 1/3$, curba 2 până la $h/L \approx 1/4$ şi curba 3 până la $h/L \approx 1/5$.

Curba 3 nu se distinge pe diagramă de curba 5 decât pentru $h/L < 1/3$.

Faţă de cazurile precedente curbele sunt valabile pe intervale mai mari, adică pentru valoarea h/L mai îndepărtată.

CAZUL AMBELOR CAPETE ARTICULATE ŞI CU DEPLASARE ORIZONTALĂ (C_1^2)

Acest caz prezintă, prin numărul mare al gradelor de libertate, un aspect deosebit de cele studiate mai înainte.

Facem considerarea de deplasare orizontală a extremităţii inferioare, ca şi în cazul C_1^1, folosind expresia (3_1) [3]. Deoarece capătul de sus este articulat, pentru $x=L$ avem

$$y(2)(L) = 0$$

şi deci

$$a_4 \, \varphi_2^{(2)}(L) = 0.$$

Intru cât $a_1 \neq 0$, ţinând seama de relaţia (4) [1], condiţia de instabilitate devine

$$\Xi_1^{(2)}(L) = 0,$$

adică

$$0 = z(L)\left[\alpha(L)\frac{N_1^{1,1}}{1!} - \frac{N_1^{1,0}}{2!}\right] + z^2(L)\left[\alpha^2(L)\frac{N_1^{2,2}}{3!} - \alpha(L)\frac{N_1^{2,1}}{4!} + \frac{N_1^{2,0}}{5!}\right] - \ldots$$

şi, înlocuind valorile N calculate cu ajutorul formulei de recurenţă (6), se obţine

$$\begin{aligned} 0 = &\left[\frac{\alpha(L)}{1!} - \frac{1}{2!}\right] - z(L)\left[\frac{\alpha^2(L)}{3!} - \frac{4\alpha(L)}{4!} + \frac{4}{5!}\right] \\ &+ z^2(L)\left[\frac{\alpha^3(L)}{5!} - \frac{9\alpha^2(L)}{6!} + \frac{28\alpha(L)}{7!} - \frac{28}{8!}\right] - \ldots \end{aligned} \tag{61}$$

Introducând valorile factorialelor şi efectuând calculul se ajunge, în cele din urmă, la ecuaţia

$$\begin{aligned} 0 = &\frac{1}{2} - \alpha(L) + \frac{z(L)}{100}\left\{\begin{array}{r} \alpha^2(L)\ 16{,}666\ 67 \\ -\alpha(L)\ 16{,}666\ 67 \\ +3{,}333\ 33 \end{array}\right\} - \left[\frac{z(L)}{100}\right]^2\left\{\begin{array}{r} \alpha^3(L)\ 83{,}333\ 33 \\ -\alpha^2(L)\ 125{,}000\ 00 \\ +\alpha(L)\ 55{,}555\ 55 \\ -6{,}944\ 44 \end{array}\right\} \\ &+ \left[\frac{z(L)}{100}\right]^3\left\{\begin{array}{r} \alpha^4(L)\ 198{,}412\ 69 \\ -\alpha^3(L)\ 396{,}825\ 39 \\ +\alpha^2(L)\ 275{,}573\ 19 \\ -\alpha(L)\ 77{,}160\ 49 \\ +7{,}014\ 59 \end{array}\right\} - \left[\frac{z(L)}{100}\right]^4\left\{\begin{array}{r} \alpha^5(L)\ 275{,}573\ 19 \\ -\alpha^4(L)\ 688{,}932\ 98 \\ +\alpha^3(L)\ 651{,}354\ 81 \\ -\alpha^2(L)\ 288{,}099\ 23 \\ +\alpha(L)\ 58{,}454\ 92 \\ -4{,}175\ 35 \end{array}\right\} \end{aligned} \tag{62}$$

$$+\left[\frac{z(L)}{100}\right]^5 \left\{\begin{array}{r} \alpha^6(L)\ 250{,}521\ 08 \\ -\ \alpha^5(L)\ 751{,}563\ 22 \\ +\ \alpha^4(L)\ 898{,}306\ 41 \\ -\ \alpha^3(L)\ 546{,}007\ 46 \\ +\ \alpha^2(L)\ 175{,}578\ 88 \\ -\ \alpha\ (L)\ \ 27{,}835\ 68 \\ +\ 1{,}637\ 39 \end{array}\right\} - \ldots$$

Lungimea critică a porțiunii comprimate, în acest caz $h_1^{(2)}$, este dată de formula

$$h_1^{(2)} = c_1^2 \sqrt[3]{EI/q}, \tag{63}$$

în care coeficientul de flambaj, în acest caz c_1^2, se calculează cu ajutorul relației

$$c_1^2 = \alpha(L) \sqrt[3]{Z(L)}, \tag{64}$$

valorile $z(L)$ fiind deduse din ecuația (62).

In tabloul Nr. 4 sunt date valorile coeficientului c_1^2, calculate pentru diferite valori ale raportului h/L, cu diferite grade de aproximație.

Tabloul Nr. 4

Valorile calculate ale coeficientului de flambaj c_1^2

Aproximația \ $\frac{h}{L}$	2	3/2	4/3	1	5/6	4/5	1/2	4/9	2/5	1/3	2/7	1|3,62	1/4	1/5	1/6	1/7
1°	3,2	2,775	3,09	2,465	2,665	2,845	0	0,679	0,987	1,185	1,953	∞	1,03	1,2		
3°	3,73			2,85	3,03	3,3	0	0,678	0,95	1,005	1,02		1,01	1,02		
5°	3,78			2,9	3,0	3,12	0	0,678	0,95	1,005					1,07	1,405

In diagrama din figura 5 sunt trasate variațiile coeficientului de flambaj c_1^2 în funcție de raportul h/L, conform tabloului Nr. 4. Astfel, curbele 1, 3, 5, reprezintă valorile c, în aproximația 1-a, a 3-a, a 5-a.

Spre deosebire de cazurile precedente, pentru $h/L < 1/2$, c se menține constant la nivelul cel mai coborît, către care tind celelalte curbe cu deplasare laterală $c_{1,3}^{1,3}$ și $c_{1,3}^{2,3}$; ceea ce înseamnă că acest caz este cel mai labil (fig. 6).

Caracteristic acestui caz este că pentru $h/L = 1/2$, coeficientul de flambaj c_1^2 se anulează, deoarece tija părăsește poziția inițială. In intervalul $1/2 < h/2 < 1$ nu am obținut valori valabile pentru c_1^2. Oricât am coborî capătul de sus, reacția din capătul de jos nu poate să crească peste jumătate din greutatea proprie.

In intervalul $h/L \geqslant 1$ căpătăm valori pentru c_1^2 care se situează între celelalte curbe articulate la ambele capete $c_{1,3}^{2,3}$ și $c_{1,3}^{2,0}$. Acestui interval îi corespund cazurile când capătul de sus nu mai este suspendat și toată greutatea sau în plus o sarcină suplimentară este preluată de capătul de jos.

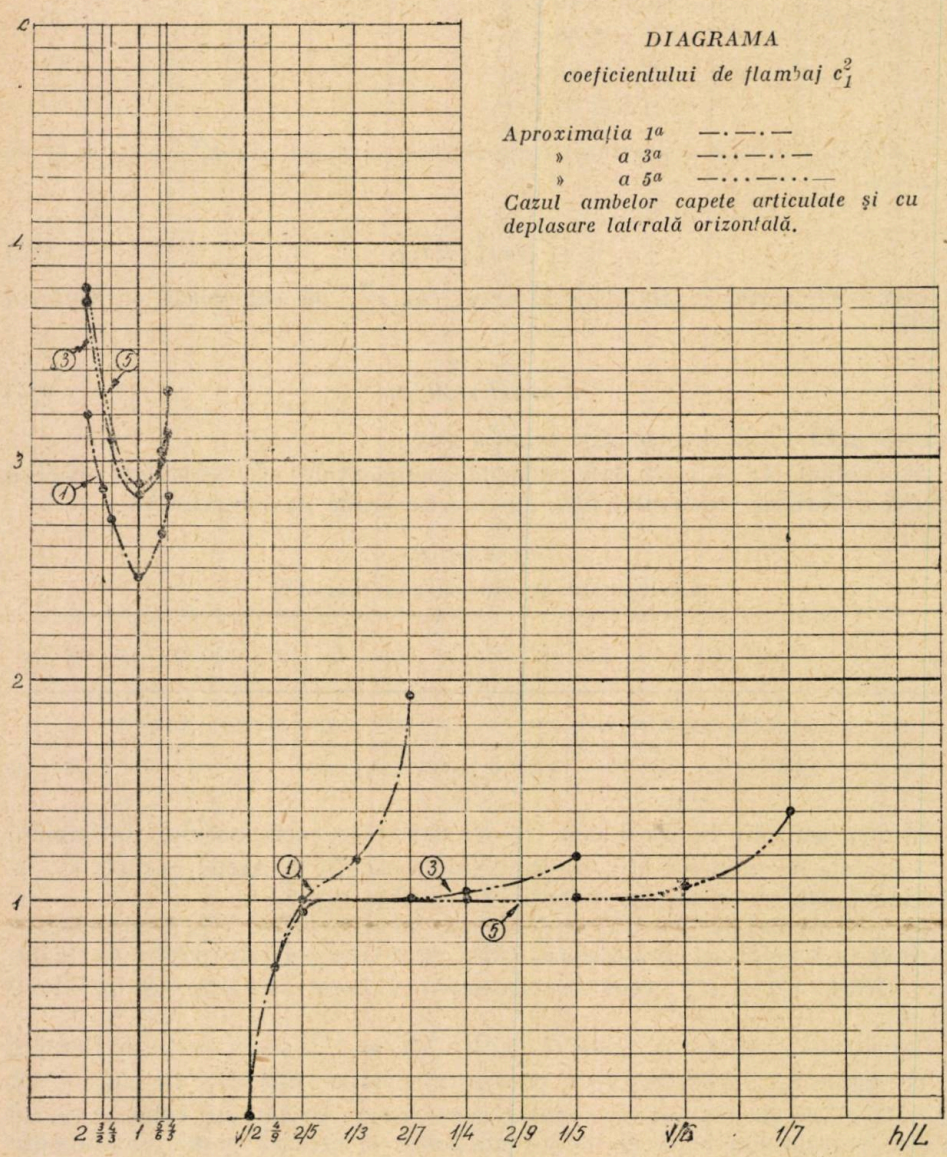


DIAGRAMA
coeficientului de flambaj c_1^2
Aproximația 1a —·—·—
» a 3a —··—··—
» a 5a —···—···—
Cazul ambelor capete articulate și cu deplasare laterală orizontală.
c
4
3
2
1
2 3/2 4/3 1 5/6 4/5 1/2 4/9 2/5 1/3 2/7 1/4 2/9 1/5 1/6 1/7 h/L
1
3
5

Fig. 5

DIAGRAMA
coeficientului de flambaj $c^{i,i}_{1,3}$

$c^{1,0}_{1,3}$ *articulație jos, încastrare sus* { *fără deplasare laterală* ——— ; *cu deplasare laterală* — — —

$c^{2,0}_{1,3}$ *ambele capete articulate*

$c^{1,3}_{1,3}$ *articulație jos, încastrare sus cu deplasare laterală* — · — · —

$c^{2,3}_{1,3}$ *ambele capete articulate cu deplasare laterală normală* .....

c^{2}_{1} *ambele capete articulate cu deplasare laterală orizontală* + + + + +

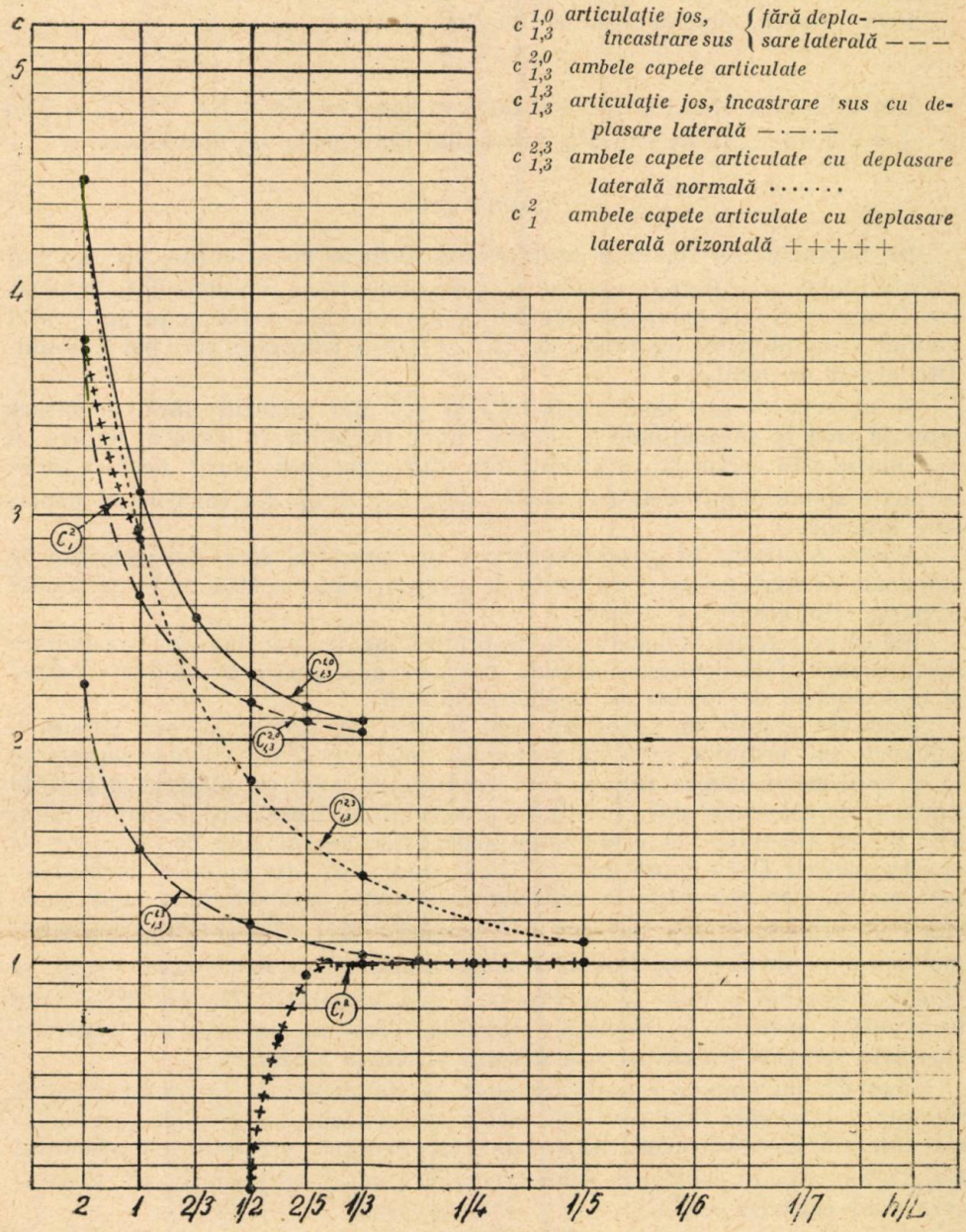


Fig. 6

Pentru poziţia $h/L=1$, forţa axială din capătul de sus este nulă, întru cât întreaga greutate este preluată de capătul de jos şi, prin urmare, şi forţa tăietoare este nulă, ceea ce înseamnă că, în această poziţie, cazul se confundă cu acela al deplasărilor normale.

Prin urmare, pentru această poziţie

$$c_1^2 = c_{1,3}^{2,3}.$$

Din tablourile Nr. 3 şi Nr. 4 rezultă în aproximaţia a 5-a că $c_{1,3}^{2,3} = 2{,}95$ şi $c_1^2 = 2{,}9$ diferenţa de sub $2^0/_0$ provenind din erorile de aproximaţie.

CONCLUZII

In diagrama din figura 6 sunt trasate curbele coeficienţilor de flambaj $c_{1,3}^{i,i'}$ ale tijelor articulate la capătul de jos şi încastrate sau articulate la capătul de sus cu şi fără deplasare laterală în aproximaţia a 5-a şi pe intervalul valabil, trecând printr'un număr de 5. . . 7 puncte calculate, care pot fi înmulţite oricât de mult.

Se observă că cele două curbe $c_{1,3}^{1,0}$ şi $c_{1,3}^{2,0}$ din cazurile fără deplasare laterală tind să se confunde la infinit, unde tangenta în capătul de sus cu articulaţie este verticală, ca şi tangenta din cazul încastrării. Acelaşi lucru se poate spune despre cele trei curbe $c_{1,3}^{1,3}$, $c_{1,3}^{2,3}$ şi c_1^2 din cazurile cu deplasare laterală.

Aceste rezultate îşi găsesc aplicarea în practica forajului referitor la coloanele de burlane sau garniturile de prăjini, când se lasă pe talpa sondei o parte din greutatea proprie.

Fie că ne referim la coloane, fie la prăjini, nu se pot lua în considerare decât cazurile fără deplasare laterală deoarece nici sapa sau sabotul coloanei şi nici capătul de sus nu au deplasare laterală.

Deoarece găurile de sonde nu sunt perfect de drepte şi nici verticale, coloanele sau prăjinile se ating de pereţi, încât pot fi considerate încastrate la o înălţime deasupra tălpei, care depinde de variaţia direcţiei găurii de sonde şi de cavernele sale. Înălţimea punctului de încastrare deasupra tălpii s'ar putea determina în urma unor măsurători amănunţite de deviaţie şi cavernometrie. Dacă gaura este verticală, sau dacă este coloana de burlane mai scurtă, s'ar putea lua în considerare şi cazul articulaţiei la capătul de sus. Prin urmare, în practică cazurile se găsesc între $C_{1,3}^{1,0}$ şi $C_{1,3}^{2,0}$ şi, probabil, mai apropiat de $C_{1,3}^{1,0}$ caz studiat şi experimentat [1]. Am putea totuşi să dăm o preferinţă cazului $C_{1,3}^{2,0}$, care este mai acoperitor. Nu pot fi aplicate în practică cazurile cu deplasare laterală, care au fost studiate pentru a completa soluţiile problemei şi a discuta influenţa reazemelor.

Cazul C_1^2, cu ambele capete articulate şi cu deplasare orizontală, indică asimptota către care tind celelalte curbe, corespunzătoare cazurilor cu deplasare laterală, întru cât acest caz de labilitate maximă prezintă pe intervalul $h/L<1/2$ o valoare constantă pentru coeficientul c_1^2, în jurul cifrei 1, către care tind celelalte curbe.

Comparând curbele $c_{1,3}^{1,0}$ cu $c_{1,3}^{1,3}$ (fig. 6), observăm o corelaţie a valorilor dela unu la doi pentru oricare valoare a raportului h/L, după cum se arată în tabloul Nr. 5.

Pentru $x/L = \infty$, raportul $c_{1,3}^{1,0}/c_{1,3}^{1,3}$ se deduce din formulele cunoscute pentru cazul articulației la un capăt și încastrare la celălalt. Astfel:

$C_{1,0}^{1,3}$ *fără deplasare laterală*

$$N = 2\pi^2 EI/L^2 = qL,$$

care se poate pune sub forma

$$L = \sqrt[3]{2\pi^2 EI/q} = c_{1,3}^{1,0} \sqrt[3]{EI/q}$$

și deci

$$c_{1,3}^{1,0} = \sqrt[3]{2\pi^2}.$$

$C_{1,3}^{1,3}$ *cu deplasare laterală*

$$N = \pi^2 EI/(2L)^2 = qL,$$

care se poate pune sub forma

$$L = \sqrt[3]{\pi^2 EI/4q} = c_{1,3}^{1,3} \sqrt[3]{EI/q}$$

și deci

$$c_{1,3}^{1,3} = \sqrt[3]{\pi^2/4}$$

Prin urmare, raportul coeficienților devine

$$c_{1,3}^{1,0}/c_{1,3}^{1,3} = \sqrt[3]{8} = 2$$

Tabloul Nr. 5

Corelația între valorile $e_{1,3}^{1,0}$ și $e_{1,3}^{1,3}$ în aproximația a 5-a

h/L	∞	2	1	1/2	1/3
$c_{1,3}^{1,0}$	$\sqrt[3]{2\pi^2}$				
$c_{1,3}^{1,3}$	$\sqrt[3]{\pi^2/4}$	4,50	3,12	2,3	2,09
		2,26	1,52	1,19	1,03
$c_{1,3}^{1,0}/c_{1,3}^{1,3}$	2	1,94	2,05	1,93	2,15

Din această corelație am putea deduce că asimptota către care tind curbele cazurilor fără deplasare laterală s'ar găsi, pentru valoarea coeficientului $c_{1,3}^{i,0}$, în jurul cifrei 2.

Incercările experimentale în cazul $c_{1,3}^{1,0}$, la valori coborîte ale raportului h/L, au arătat [1] că $c_{1,3}^{1,0}$ scade sub 2, până în apropierea valorii de 1,7. Explicaţia diferenţei s'ar putea afla în examinarea condiţiilor în care s'au executat experienţele.

Prin rezemarea capătului de jos pe talerul balanţei, se poate ca deplasarea orizontală să nu fi fost complet împiedecată, întru cât talerul poate să penduleze în jurul cuţitului balanţei.

In aceste condiţii, lungimile critice ale porţiunii comprimate h ale garniturii de prăjini de svelteţă nemărginită se majorează cu 15% faţă de cifrele comunicate anterior [1], adică la valorile trecute în tablourile Nr. 6 (prăjini) şi Nr. 8 (burlane).

V. Vâlcovici s'a preocupat [4] de cazurile cu deplasare laterală, care — după cum am arătat — nu-şi găsesc aplicarea în practică, iar valorile coeficientului c diferă ca ordin de mărime dela unu la doi, faţă de cazurile fără deplasare laterală. Fenomenul pe care-l constată V. Vâlcovici, ca sarcina critică să crească cu lungimea barei dela $c = 2{,}952$ la $c = 3{,}270$ (curba 4, fig. 2) [4], nu se verifică (a se vedea $c_{1,3}^{2,3}$, fig. 6). De asemenea, nu se verifică rezultatul la care se ajunge cu cele două curbe: 1 (fig. 1) şi 2 (fig. 2), (corespunzând cu $c_{1,3}^{1,3}$ şi $c_{1,3}^{2,3}$), care tind către asimptote diferite, anume 1,01 şi 3,27, adică dela unul la trei, având în vedere că cele două cazuri tind, pentru bare de lungime infinită, la acelaşi caz, după cum am arătat mai sus. Deci, curbele trasate [4] trec numai printr'un singur punct valabil determinat, şi anume pentru cel corespunzător la $h/L = 1$.

Cu trei ani mai înainte, într'o notă preliminară [5], am determinat curba $c_{1,3}^{1,0}$ în primă aproximaţie valabilă până la $h/L = 5/8$ şi am realizat încercări experimentale până la $h/L = 1/16$, arătând calea pentru obţinerea rezultatelor numerice în toate cele opt cazuri cu şi fără deplasare laterală.

In manualul său R. I. Siscenco [6], considerând tija grea comprimată articulată la capătul de jos şi încastrată la capătul de sus al tijei de porţiunea întinsă a coloanei, prin folosirea metodei energiei potenţiale, ajunge la formula aproximativă

$$h_{cr} = \sqrt[3]{3{,}2\,\pi^2 EI/q} \tag{65}$$

adică prezintă un coeficient de flambaj

$$c = \sqrt[3]{3{,}2\,\pi^2} = 3{,}16$$

In cazul ambelor capete articulate, în ipoteza că axul deformat are aspectul unei curbe sinusoidale, ajunge la formula

$$h_{cr} = \sqrt[3]{2\pi^2 EI/q}\,, \tag{66}$$

adică prezintă un coeficient de flambaj

$$c = \sqrt[3]{2\pi^2} = 2{,}7.$$

Acestea corespund cu valorile în aproximaţia a 5-a pentru $h/L = 1$ la cazurile fără deplasare laterală $c_{1,3}^{1,3} = 3{,}12$ (tabloul Nr. 2) [1] şi $c_{1,3}^{2,0} = 2{,}65$ (tabloul Nr. 1), ceea ce constitue verificări pentru ambele soluţii.

Considerarea cazurilor fără deplasare laterală este cea justă. Formulele (65) și (66) sunt valabile dacă rezemarea este efectivă la partea superioară a porțiunii comprimate, ceea ce se poate întâmpla uneori, dar nu întotdeauna. Incastrarea porțiunii comprimate de partea întinsă a coloanei este o încastrare elastică, care permite atât o rotație a acestui punct, cât și o anumită deplasare laterală. Iată de ce formulele (65) și (66) sunt valabile numai în cazurile particulare pentru $h/L = 1$. Pentru $h/L = 1/3$, $c_{1,3}^{1,3} = 2{,}09$, iar diferența față de valoarea corespunzătoare lui $h/L = 1$ este de $(3{,}16-2{,}09)/2{,}09 \approx 50\%$, ceea ce nu se poate neglija.

Am arătat că înălțimea punctului de încastrare s'ar putea determina prin măsurători de deviație și cavernometrie. In lipsa acestora, putem folosi valoarea acoperitoare a asimptotei, care pentru cazurile fără deplasare laterală este în jurul valorii $c = 2$, valabilă oricare ar fi felul rezemării la capătul de sus. In acest caz, valorile date de formula (65) dau o diferență de 70% în plus.

V. S. Federov folosește relația (56,4) [7]

$$h = \sqrt[3]{\pi^2 E(D^2+d^2)/8r}$$

care, ținând seama de relația (71), revine la relația (66); adică, ia în considerare cazul ambelor capete articulate și fără deplasare laterală, cu condiția ca $h/L = 1$, ceea ce este mai acoperitor decât în cazul încastrării capătului de sus, celelalte condiții rămânând neschimbate.

V. Vâlcovici încearcă [8] să calculeze lungimea prăjinii grele folosită în foraj în condițiile ambelor capete încastrate, cel inferior fiind mobil, ceea ce nu corespunde realității, deoarece sapa nu este încastrată în talpă, ci simplu rezemată și, mai ales, nu se poate deplasa lateral din cauza peretelui găurii de sondă. In concluzie, ajunge la o formulă foarte simplă

$$G_0' = \frac{\gamma}{\gamma-\gamma'}(P'-P_1),$$

în care G_0' este greutatea reală a prăjinii grele, γ,γ', greutățile specifice ale prăjinilor și lichidului, P' apăsarea pe sapă, P_1 apăsarea critică (în condițiile considerate $P_1 = 689$ kg).

Prin urmare, oricât ar fi P', se poate lua G_0' în de ajuns de mare pentru ca garnitura de prăjini să nu flambeze, ceea ce în fond destiințează flambajul pur și simplu. Greșeala provine din considerarea masei totale a prăjinilor grele concentrată în extremitatea inferioară, ceea ce nu este admisibil.

De fapt, prăjinile grele sunt tot prăjini de foraj, cu peretele însă mai gros, pentru a prezenta o greutate mai mare la aceeași lungime comprimată.

Din formula (23) [1] reiese că, în condiții similare, ceea ce determină lungimea comprimată critică h este valoarea $\sqrt[3]{EI/q}$. Din examinarea tablourilor Nr. 3 și Nr. 4 [1] rezultă că această valoare a prăjinilor grele nu diferă prea mult față de aceea a prăjinilor de sapă de același diametru nominal. Astfel, pentru prăjini grele 4 1/2″

$$\sqrt[3]{EI/q} = \sqrt[3]{4554} = 16{,}59 \text{ m},$$

iar pentru prăjini de sapă tot 4 1/2″

$$\sqrt[3]{EI/q} = \sqrt[3]{4502} = 16{,}52 \text{ m}$$

diferența de 4,2 ‰ fiind neglijabilă.

Interesul prăjinilor grele provine din aceea că, având peretele mai gros, prezintă greutăţi unitare mai mari şi, prin urmare, permit să se realizeze o forţă de apăsare mai mare pe sapă. Astfel, în exemplul considerat, greutatea unitară a prăjinilor grele este de 85,5 kg/m, iar a celor de sapă numai de 19 kg/m; adică, prăjinile grele, în aceleaşi condiţii, permit o apăsare pe sapă de 4,5 ori mai mare, ceea ce este considerabil.

APLICAŢII

In urma concluziilor precedente, am aplicat soluţiile găsite la *garnituri de prăjini* şi *coloane de burlane* obişnuite în tehnica forajului sondelor, pentru cele patru cazuri de rezemare a extremităţii de sus al grupului cu extremitatea de jos articulată.

a) Pentru *prăjini* s'au folosit datele tehnice menţionate anterior [1] în tabloul Nr. 6 pentru prăjini grele şi pe care-l redăm mai jos.

Tabloul Nr. 6

Prăjini grele

Numărul curent n	Diametrul nominal ţoli	D_n dm	d_n dm	q_n kg/m	$(E_n I_n / n)^{1/2}$ m	h m
1	2 7/8	0,953	0,318	42,5	12,65	25,3
2	4 1/2	1,397	0,572	85,5	16,59	33,2
3	6 5/8	1,969	0,889	162,0	21,40	42,8
4	8 5/8	2,545	1,143	267,0	24,95	49,9

în care, D este diametrul exterior al prăjinilor, d, diametrul interior al prăjinilor, q greutatea aparentă a unităţii de lungime în noroi de greutatea specifică 1,15.

In tabloul Nr. 7 sunt calculate lungimile critice ale porţiunii comprimate h pentru prăjini grele, în funcţie de lungimea garniturii libere (fără să atingă pereţii găurii de sondă), L pentru diferite valori ale raportului h/L cu ajutorul formulelor

$$h_n = c_{1,3}^{i,i'} \sqrt[3]{E_n I_n / q_n} \tag{67}$$

şi

$$h_n / L_n = \alpha(L), \tag{68}$$

în care indicele n este numărul curent al categoriei de prăjini din tabloul Nr. 6.

Valorile coeficientului de flambaj $c_{1,3}^{i,i'}$ în funcţie de raportul $\alpha(L) = h/L$ sunt calculate în aproximaţia a 5-a conform tabloului Nr. 2 pentru primul caz studiat anterior [1] şi tablourilor Nr. 1, Nr. 2 şi Nr. 3 pentru celelalte cazuri.

In diagramele din figurile 7 şi 8 s'a trasat variaţia lui h_n în funcţie de L_n pentru *prăjini grele* respectiv în cazurile fără deplasare laterală (fig. 7), care interesează în practică, şi cu deplasare laterală (fig. 8) care s'au alcătuit pentru comparaţie.

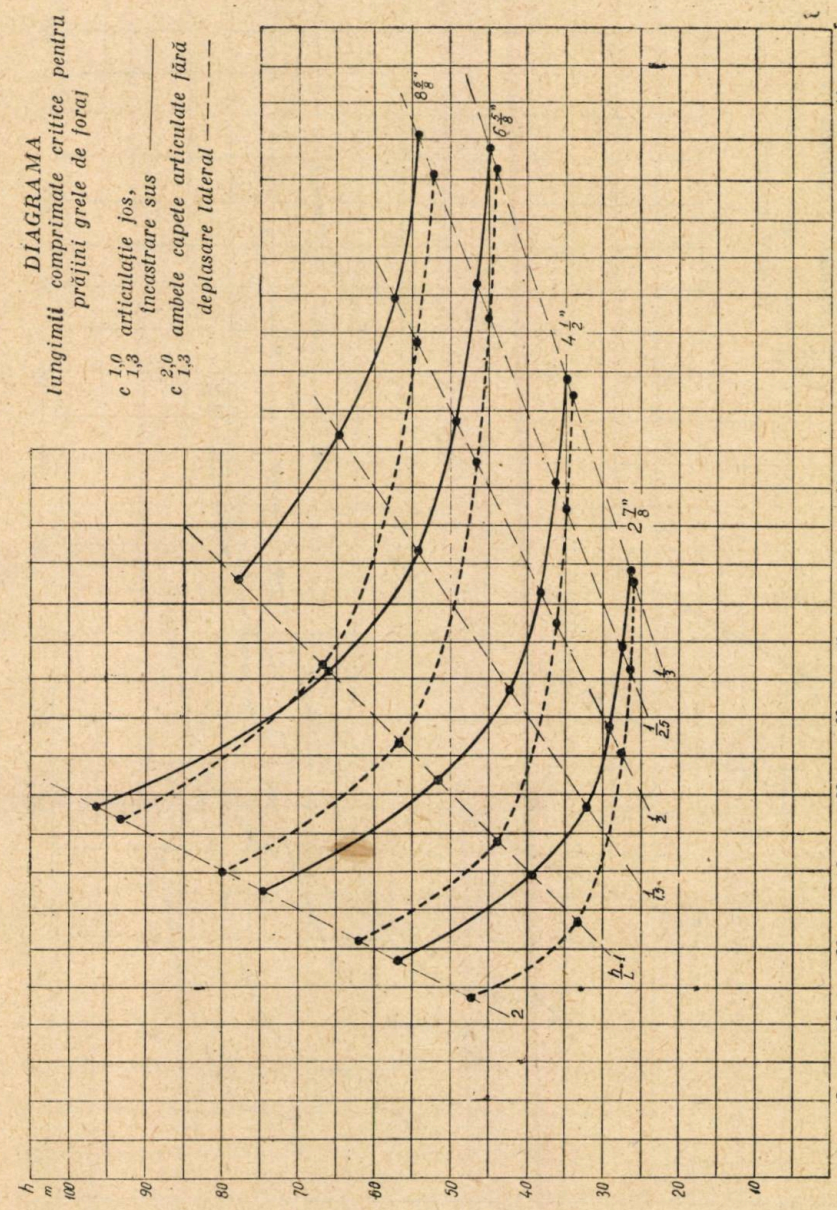


DIAGRAMA
lungimii comprimate critice pentru
prăjini grele de foraj
c 1,0 / 1,3 articulaţie jos,
încastrare sus
c 2,0 / 1,3 ambele capete articulate fără
deplasare lateral
h
m
100
90
80
70
60
50
40
30
20
10
10
20
30
40
50
60
70
80
90
100
110
120
130
140
m
L
8 5/8"
6 5/8"
4 1/2"
2 7/8"
1/3
1/2.5
1/2
1/1.3
h/L 1
2

Fig. 7

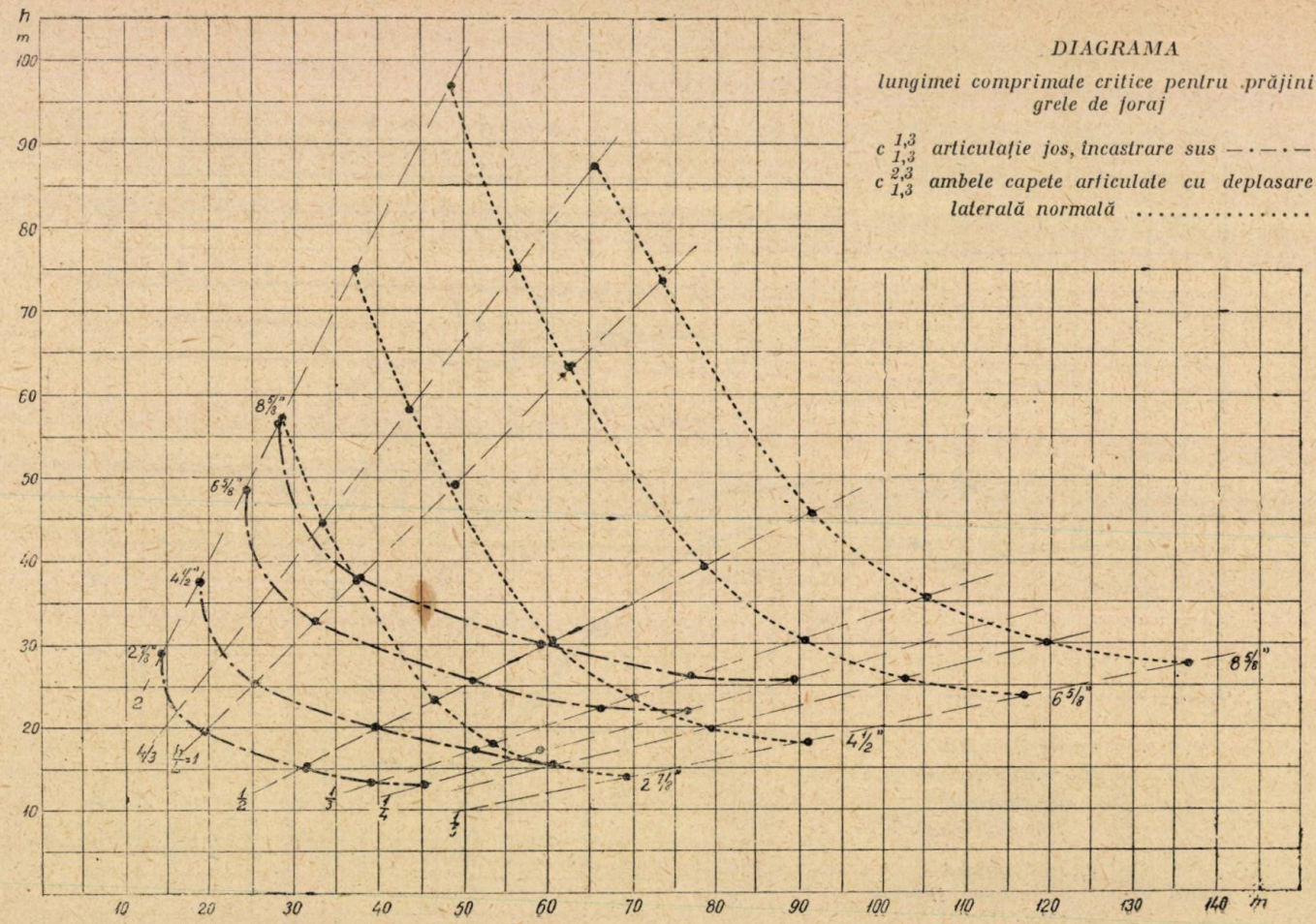

h
m
100
90
80
70
60
50
40
30
20
10
10
20
30
40
50
60
70
80
90
100
110
120
130
140
m
8 5/8"
6 5/8"
4 1/2"
2 7/8"
2
1 1/3
1/2
1/3
1/4
1/5
DIAGRAMA
lungimei comprimate critice pentru prăjini grele de foraj
c 1,3 articulație jos, încastrare sus — · — · —
1,3
c 2,3 ambele capete articulate cu deplasare
1,3 laterală normală .....

Fig. 8

Tabloul Nr. 7

Lungimile comprimate critice la prăjini grele *)

Cazul	$\frac{h_n}{L_n}$	$c_{1,3}^{i,i'}$	h_1	h_2	h_3	h_4	L_1	L_2	L_3	L_4
	2	4,50	57,0	74,7	96,5	112,0	28,5	37,4	48,5	56,0
	1	3,12	39,5	51,8	66,8	77,8	39,5	51,8	66,8	77,8
$C_{1,3}^{1,0}$	1/1,5	2,55	32,3	42,3	54,5	64,6	48,4	63,5	81,8	97,0
	1/2	2,30	29,1	38,2	49,3	57,4	58,2	76,4	98,6	114,8
	1/2,5	2,18	27,6	36,2	46,7	54,4	69,0	90,5	116,5	136,0
	1/3	2,09	26,4	34,7	44,8	52,1	79,2	104,0	134,2	156,4
	2	3,74	47,4	62,1	80,0	93,4	23,7	31,1	40,0	46,7
	1	2,65	33,5	43,9	56,7	66,1	33,5	43,9	56,7	66,1
$C_{1,3}^{2,0}$	1/2	2,18	27,6	36,2	46,7	54,4	55,2	72,4	93,4	108,8
	1/2,5	2,097	26,5	34,8	44,9	52,3	66,3	87,0	112,1	130,1
	1/3	2,047	25,9	34,0	43,8	51,2	77,7	101,9	131,4	153,5
	2	2,26	28,6	37,5	48,4	56,4	14,3	18,8	24,2	28,2
	1	1,52	19,25	25,25	32,6	37,9	19,25	25,25	32,6	37,9
$C_{1,3}^{1,3}$	1/2	1,19	15,07	19,75	25,5	29,7	31,4	39,6	51,0	59,3
	1/3	1,03	13,03	17,10	22,05	25,7	39,1	51,3	66,2	77,1
	1/3,5	1,02	12,90	16,95	21,85	25,5	45,2	59,3	76,5	89,2
	2	4,5	57,0	74,7	96,5	112,0	28,5	37,4	48,4	56,0
	4/3	3,5	44,4	58,1	74,9	87,4	33,4	43,6	56,3	65,6
	1	2,95	37,4	49,0	63,2	73,0	37,4	49,0	63,2	73,5
$C_{1,3}^{2,3}$	1/2	1,83	23,2	30,35	39,2	45,7	46,4	60,7	78,4	91,4
	1/3	1,41	17,85	23,4	30,2	35,2	53,5	70,2	90,6	105,5
	1/4	1,197	15,15	19,9	25,7	29,9	60,7	79,7	102,6	119,5
	1/5	1,093	13,85	18,2	23,4	27,3	69,2	91,0	116,8	136,5

*) Valorile h_n și L_n sunt date în metri.

b) Pentru *coloane de burlane* s'au folosit datele tehnice din tabloul Nr. 8 stabilite în următoarele condiții:
momentul de inerție I este dat de expresia

$$I = \frac{\pi}{64}(D^4 - d^4) = \frac{\pi}{64}(D^2 - d^2)(D^2 + d^2), \tag{69}$$

iar greutatea pe unitatea de lungime q de expresia

$$q = (\gamma - \gamma_n) A = (\gamma - \gamma_n) \frac{\pi}{4}(D^2 - d^2) \tag{70}$$

și, prin urmare,

$$EI/q = E(D^2 + d^2)/16(\gamma - \gamma_n), \tag{71}$$

în care

$\gamma = 7{,}85$ kg/dm³ greutatea specifică a burlanelor
$\gamma_n = 1{,}15$ kg/dm³ greutatea specifică a noroiului
$E = 2{,}15 \cdot 10^8$ kg/dm² modulul de elasticitate.

Se observă din relația (71) că, la același diametru exterior, cu cât peretele țevii este mai gros, conform relației (67), cu atât lungimea comprimată critică (h) este mai mică, deși rigiditatea țevii (EI) este mai mare.

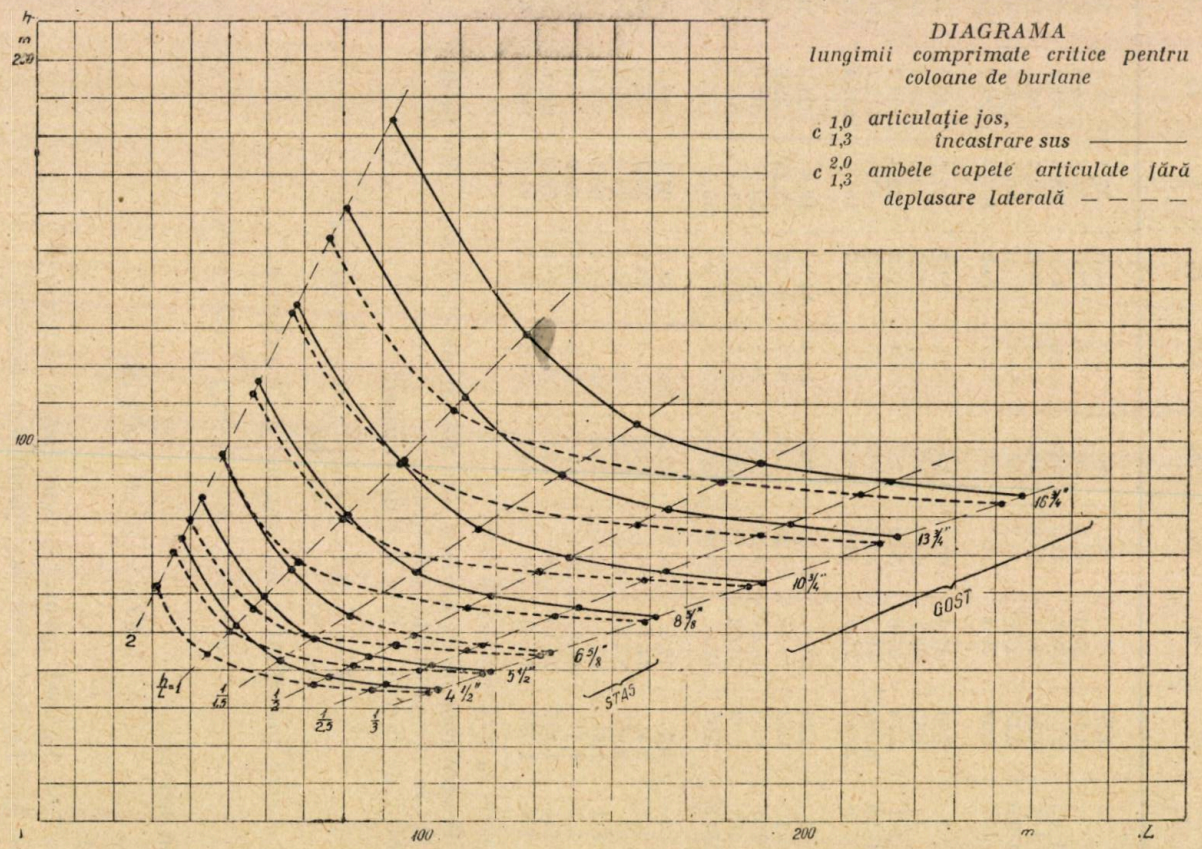


DIAGRAMA
lungimii comprimate critice pentru coloane de burlane
c 1,0 / 1,3 articulaţie jos, încastrare sus
c 2,0 / 1,3 ambele capete articulate fără deplasare laterală
h
m
200
100
100
200
m
L
2
h/L=1
1/1,5
1/2
1/2,5
1/3
4 1/2"
5 1/2"
6 5/8"
8 5/8"
10 3/4"
13 3/4"
16 3/4"
STAS
GOST

Fig. 9

S'au luat în considerare burlanele cele mai groase, ceea ce este acoperitor. Diferențele valorii $(EI/q)^{1/3}$ dela o grosime la alta sunt neglijabile.

Astfel, pentru burlane subțiri 4 1/2" cu $d=1{,}013$, valoarea $(EI/q)^{1/3}=16{,}73$; ceea ce înseamnă o diferență în plus de $6^0/_{00}$.

Tabloul Nr. 8

Burlane de tubaj

Numărul curent n	Diametrul nominal țoli	D_n dm	d_n dm	$(E_n\ I_n/q_n)^{1/3}$ m	h_n
1	4 1/2	1,143	0,993	16,63	33,26
2	5 1/2	1,40	1,19	19,0	38
3	6 5/8	1,68	1,44	21,4	42,4
4	8 5/8	2,19	1,94	25,8	51,6
5	10 3/4	2,73	2,49	30,2	60,4
6	13 3/4	3,51	3,27	35,9	71,8
7	16 3/4	4,26	4,02	41,0	42

In tabloul Nr. 9 sunt date valorile lungimii comprimate critice pentru coloane de burlane calculate în mod analog cu cele din tabloul Nr. 5 pentru prăjini.

In diagramele din figurile 9 și 10 s'a trasat variația lui h_n în funcție de L_n pentru *coloanele de burlane* în cazurile fără deplasare laterală, care interesează în practică, și cu deplasare laterală alcătuită pentru comparație ca și la garniturile de prăjini.

Tabloul Nr. 9

Lungimile comprimate critice pentru coloane de burlane

Cazul $\frac{h_n}{L_n}$	c i,i' 1,3	h_1	h_2	h_3	h_4	h_5	h_6	h_7	L_1	L_2	L_3	L_4	L_5	L_6	L_7
2	4,50	74,9	85,5	96,3	116,0	135,9	161,5	184,5	37,5	42,8	48,2	58,0	68,0	80,8	92,3
1	3,12	51,9	59,3	66,8	80,5	94,3	111,8	127,9	51,9	59,3	66,8	80,5	94,3	111,8	127,9
$C^{1,0}_{1,3}$ 1/1,5	2,55	42,4	48,5	54,5	65,8	77,0	91,4	104,5	63,6	72,8	81,8	98,7	115,5	137,0	156,5
1/2	2,30	38,3	43,8	49,3	59,4	69,4	82,5	94,3	76,6	86,6	98,6	118,8	138,8	165,0	188,6
1/2,5	2,18	36,3	41,4	46,7	56,3	65,8	78,3	89,4	90,7	103,5	116,7	140,8	164 5	196,0	223,5
1/3	2,09	34,8	39,7	44,7	53,9	63,1	75,0	85,6	104,3	118,8	133,9	161,5	189,0	225,0	256,8
2	3,74	62,3	71,1	80,8	96,4	112,8	134,0	153,3	31,2	35,6	40,0	48,2	50,4	67,0	76,7
1	2,65	44,1	50,4	56,6	68,4	80,0	95,0	108,5	44,1	50,4	56,6	68,2	80,0	95,0	108,5
$C^{2,0}_{1,3}$ 1/2	2,18	36,3	41,4	46,7	56,3	65,8	78,2	89,4	72,6	82,8	93,4	112,6	131,6	156,4	178,8
1/2,5	2,10	34,9	39,8	44,9	54,1	63,4	75,3	86,0	87,2	99,6	112,2	135,2	158,5	188,5	215,0
1/3	2,05	34,1	39,0	43,8	52,8	61,9	73,5	84,0	102,0	116,9	131,5	158,5	185,5	220,5	251,9
2	2,26	37,6	43,0	48,4	58,3	68,3	81,1	92,6	18,8	21,5	24,2	29,2	34,2	40,6	46,3
1	1,52	25,3	28,9	32,6	39,2	45,9	54,6	62,4	25,3	28,9	32,6	39,2	45,9	54,6	62,4
$C^{1,3}_{1,3}$ 1/2	1,19	19,8	22,6	25,5	30,7	36,0	42,7	49,0	39,6	45,2	51,0	61,4	72,0	85,4	98,0
1/3	1,03	17,2	19,6	22,1	26,6	31,1	37,0	42,3	51,6	58,8	66,3	79,8	93,3	110,9	127,0
1/3,5	1,02	17,0	19,4	21,8	26,3	30,8	36,6	41,8	59,5	67,9	76,3	91,9	107,8	128,0	146,2
2	4,50	74,9	85,5	96,3	116,0	135,9	161,5	184,5	37,5	42,8	48,2	58,0	68,0	80,8	92,3
4,3	3,50	58,3	66,5	74,9	90,3	105,5	125,5	143,5	43,7	49,9	56,2	67,8	79,1	94,1	107,5
1	2,95	49,1	56,0	63,1	76,1	89,0	105,7	121,0	49,1	56,0	63,1	76,1	89,0	105,7	121,0
$C^{2,3}_{1,3}$ 1/2	1,83	30,5	34,8	39,2	47,2	55,3	65,7	75,0	61,0	69,6	78,4	94,4	110,6	131,4	150,0
1/3	1,41	23,5	26,8	30,2	36,4	42,6	50,6	57,8	70,5	80,4	90,6	109,1	127,5	151,5	173,5
1/4	1,20	19,9	22,8	25,7	30,9	36,2	43,0	49,2	79,6	91,2	102,7	123,5	144,8	172,0	197,0
1/5	1,09	18,2	20,8	23,4	28,2	33,0	39,2	44,8	91,0	104,0	117,0	141,0	165,0	196,0	224,0

La tubarea coloanelor de burlane în gaura de sondă, se întâmplă, uneori, ca să nu meargă coloana în jos și să fie necesară manevrarea ei, în care caz se aplică o apăsare în partea de jos a coloanei cu o parte din greutatea proprie.

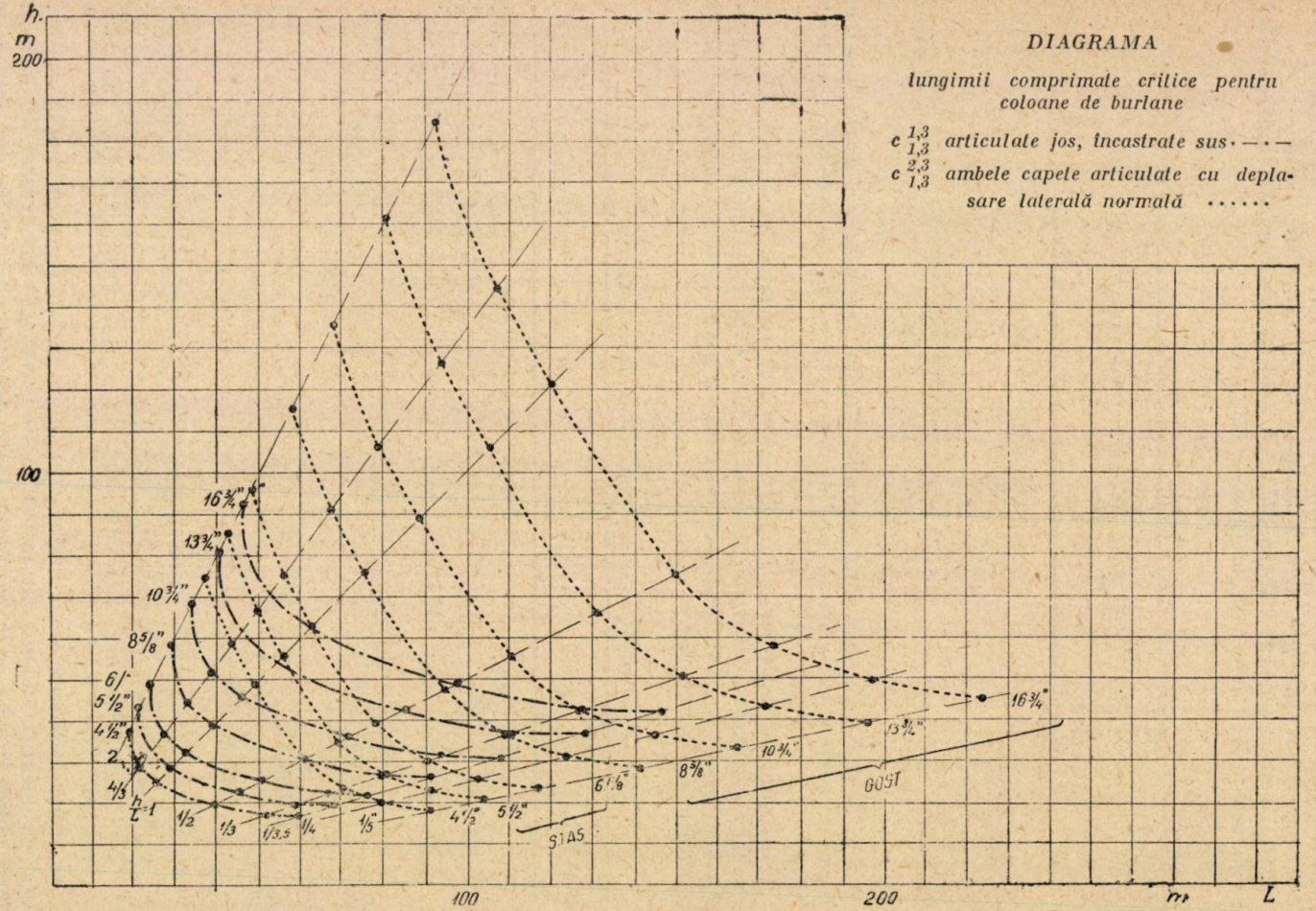

h.
m
200
100
100
200
m
L
DIAGRAMA
lungimii comprimate critice pentru coloane de burlane
c 1,3 1,3 articulate jos, incastrate sus
c 2,3 1,3 ambele capete articulate cu deplasare laterală normală
16¾"
13¾"
10¾"
8⅝"
6/
5½"
4½"
2
4⅓
h/L=1
1/2
1/3
1/3,5
1/4
1/5
4½"
5½"
6⅞"
8⅜"
10¾"
13¾"
16¾"
GOST
SIAS

Fig. 10

Se pune întrebarea care este greutatea maximă ce se poate lăsa pe extremitatea inferioară, fără ca să flambeze coloana de burlane. Răspunsul îl găsim folosind curbele $c_{1,3}^{1,0}$ și, mai acoperitor, $c_{1,3}^{2,0}$ (fig. 9).

In cazul coloanelor pierdute, unde toată greutatea se lasă pe talpă, vom folosi valorile date de curbele menționate pentru $h/L = 1$. Pentru coloanele pierdute mai lungi decât lungimea critică, acestea trebue suspendate cu extremitatea de sus de coloana precedentă.

Atragem atenția că, prin faptul că nu s'a atins sarcina critică, care, de fapt, după cum au arătat experiențele pe modele [3], este sarcina maximă pe care o poate suporta coloana — aceasta nu înseamnă că nu se curbează coloana (că nu dă săgeți), ci numai că săgețile sunt relativ mici. Pentru ca să nu se curbeze de loc, coloana trebue să fie în întregime întinsă, de aceea este preferabil să se suspende coloanele pierdute, chiar dacă lungimea lor nu atinge valoarea critică.

ПРОДОЛЬНЫЙ ИЗГИБ СТЕРЖНЕЙ ПОД ВЛИЯНИЕМ СЖАТИЯ, ПРИЧИНЕННОГО ЧАСТЬЮ ИХ СОБСТВЕННОЙ ТЯЖЕСТИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор продолжает исследование продольного изгиба стержней, касаясь случая, когда нижняя часть их снабжена шарниром, делая это таким же способом как и в разобранном ранее случае [1] верхнего закрепленного конца, не подвергающегося боковым перемещениям, а также и в других случаях верхнего опорного конца.

При этом было использовано условие неустойчивости для общности случаев (1), которое для группы упомянутых случаев становится (2), где функция $\Xi_j^{(i)}(x)$ дается формулой [4] с обозначениями [6], [7], [8].

Возможные случаи опоры концов для группы, обозначенные символически $C_{j,j'}^{i,i'}$, к которым присоединяется C_1^2, будут

$C_{1,3}^{1,0}$ шарнир внизу, закрепление наверху
$C_{1,3}^{2,0}$ оба конца с шарнирами
} без бокового перемещения

$C_{1,3}^{1,3}$ шарнир внизу, закрепление наверху
$C_{1,3}^{2,3}$ оба конца с шарнирами
} с нормальным перемещением

C_1^2 оба конца с шарнирами — с горизонтальным перемещением.

Для проверки расчетов автор следует параллельно и по другому пути, данному выражением (18), (33), (50).

При вычислении произведения рядов и соответствующих вычитаний, условия неустойчивости становятся (19), (34), (51) с обозначениями (20) ··· (22), (35) ··· (37), (51)··· (54).

Произведя расчеты получаем последовательно соотношения (23) ··· (26), (38) ··· (41), (57) ··· (58), (61), (62).

Критическая (максимальная) длина сжатой части $h^{i,i'}_{1,3}$ вместе с соответствующими коэффициентами продольного изгиба $c^{i,i'}_{1,3}$ получается из формул (29), (42), (59), (63), и (30) (43) (60), (64).

Нахождение величины выражения $c^{i,i'}$ требует решения уравнения, степень которого равна степени приближения.

В таблицах 1 ... 4 даны вычисленные значения коэффициентов продольного изгиба с различными степенями приближения, а на диаграмме (рис. 1 ... 5) вычерчены соответствующие кривые, давая возможность таким образом следить за интервалом, в котором действительна каждая степень приближения.

В заключение, полученные результаты интерпретируются на основании диаграммы I / (рис. 6), на которой вычерчены кривые $c^{i,i}_{1,3}$ для случаев, упомянутых в пятом приближении для действительного интервала. Заметим, что для случаев, сгруппированных без боковых перемещений, и с ними кривые $c^{1,i'}_{1,3}$ и $c^{2,i'}_{1,3}$ стремятся к одному и тому же значению для $h/h \to 0$, так как для бесконечности защемление верхнего конца стержня отождествляется с шарнирным приспособлением.

В заключение применяются результаты, полученные на тяжелых штангах для сверления 2 7/8″ ... 8 5/8″ (рис. 7 и 8) и на столбах труб 4 1/2″ ... 16 3/4″ (рис. 9 и 10).

LE FLAMBAGE DES TIGES SOUS L'ACTION D'UNE COMPRESSION PRODUITE PAR UNE FRACTION DU POIDS PROPRE

(RÉSUMÉ)

L'Auteur poursuit l'étude du flambage des tiges à extrémité inférieure articulée, par la même méthode [1] qu'il avait utilisée pour le cas de l'extrémité supérieure encastrée, sans déplacement latéral, et pour les autres cas.

On a utilisé la condition de l'instabilité dans sa généralité (1) condition qui, pour le groupe des cas mentionnés, devient (2), La foncion $\Xi^{(i)}_{j}(x)$ est exprimée par la formule [4] et les notations [6], [7], [8].

Les cas d'appuis, selon le mode de fixation des extrémités, sont:

$C^{1,0}_{1,3}$ tiges articulées en bas et encastrées en haut } sans déplacement
$C^{2,0}_{1,3}$ tiges à articulation des deux extrémités } latéral

$C^{1,3}_{1,3}$ tiges articulées en bas et encastrées en haut } à déplacement normal
$C^{2,3}_{1,3}$ tiges à articulation des deux extrémités }

C^{2}_{1} tiges à articulations des deux extrémités, à déplacement horizontal.

Pour la vérification des calculs, on a pris une seconde voie, en partant des relations (18), (33), (50).

En faissant le produit des séries et la soustraction respective, la condition de l'instabilité devient (19), (34), (51) avec les notations (20) ··· (22), (35) ··· (37), (51) ··· (54) et successivement (23) ··· (26), (38) ··· (41), (57) ··· (58), (61) (62).

Les longueurs critiques (maximum) $h_{1,3}^{i,i'}$ de la portion en compression et les coefficients respectifs de flambage $c_{1,3}^{i,i'}$ sont exprimés par les formules (29), (42), (59), (63), et (30), (43), (60), (64).

L'évaluation de $c^{i,i'}$ avec une approximation d'un certain degré exige la solution d'une équation du même degré.

Les tableaux 1 . . .4, donnent les valeurs calculées des coefficients $c_{1,3}^{i,i'}$ et les diagrammes (fig. 1—5) les courbes des variations respectives où l'on peut suivre l'intervalle de validité pour chaque degré d'approximation.

En conclusion, on donne l'interprétation du diagramme (fig, 6) où l'on trouve les courbes du cinquième degré d'approximation sur l'intervalle valable pour tous les cas du groupe mentionné. On voit que les courbes $c_{1,3}^{1,i'}$ et $c_{1,3}^{2,i'}$ tendent vers la même valeur lorsque $h/L \to 0$ pour les deux groupes: avec et sans déplacement latéral, parce que la tangente à l'infini est verticale pour l'articulation de l'extrémité supérieure, tout comme si elle était encastrée.

Finalement, on expose l'application des résultats obtenus aux tiges lourdes de forage, aux dimensions de 2 7/8″ . . .8 5/8″ (fig. 7 et 8) et aux colonnes de 4 1/2″ . . .16 3/4″ (fig. 9 et 10).

BIBLIOGRAFIE

1. N. S. Pârvulescu, Studii și Cercetări de Mecanică și Metalurgie, Nr. 3—4, Anul III, Iulie—Decembrie 1952, p. 205.
2. — Studii și Cercetări de Mecanică și Metalurgie, Nr. 1—2, Anul III, Ianuarie—Iunie 1952, p. 57.
3. — Studii și Cercetări de Mecanică și Metalurgie t. II, 1951, p. 157.
4. V. Vâlcovici, Comunicările Academiei R. P. R., Nr. 3—4, t. II, 1952, p. 185.
5. N. S. Pârvulescu, Bul. Sect. Scient. de l'Académie R. P. R., 1948, t. XXX, Nr. 9.
6. R. I. Siscenko, *Mașini și mecanisme pentru forarea și exploatarea sondelor.* Ed. Tehnică, București, 1951, p. 72.
7. V. S. Fedorov, *Naucinîe osnovi rejimov bureniia.* Gostoptehizdat, Moscova—Leningrad, 1951, p. 240.
8. V. Vâlcovici, Bul. Științ. Acad. R. P. R., Secțiunea de Științe Mat. și Fiz., t. IV, Nr. 1, Ianuarie—Februarie—Martie, 1952, p. 109.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

AEROMECANICĂ

INFLUENŢA UNUI SUFLU AXIAL SUPLIMENTAR ASUPRA ARIPII DE ANVERGURĂ FINITĂ

DE

E. CARAFOLI

Stabilirea relaţiilor generale

Să considerăm o aripă AB de anvergură b, aşezată într'un curent V_0 şi să presupunem că pe o secţiune circulară centrală de rază R_0 curentul are o viteză suplimentară v, suficient de mică faţă de V_0 (fig. 1); viteza curentului central devine astfel $V_0' = V_0 + v$.

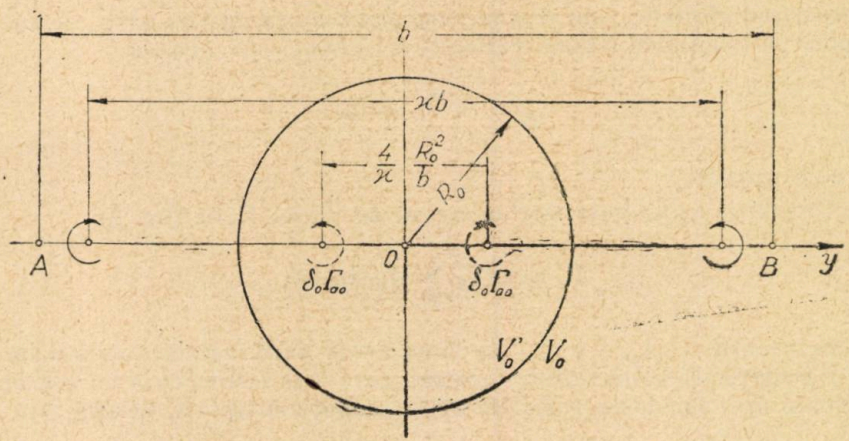


Fig. 1

Să notăm cu Γ circulaţia în jurul aripii, cu α incidenţa sa şi cu w viteza indusă; să punem pe de altă parte

$$\frac{1}{2}\left(\frac{dC_z}{d\alpha}\right)_\infty = k \quad \text{şi} \quad \delta = \frac{V_0' - V_0}{V_0} = \frac{v}{V_0}$$

şi să indicăm cu i_s incidenţa suplimentară datorită vârtejurilor imagine.

Am stabilit într'o lucrare anterioară [1] că circulaţia în jurul aripii este dată în aceste condiţii de relaţia

$$\Gamma = kcV_0\left[\alpha(1+\delta) - \frac{w}{V_0}\right] + G, \tag{1}$$

unde $(1+\delta)$ este variaţia raportului dintre viteza V_0' şi V_0, δ fiind egal cu δ_0 în interiorul suflului, dela $-R_0$ la R_0 şi egal cu zero în exterior, dela $-\frac{b}{2}$ la $-R_0$ şi dela R_0 la $\frac{b}{2}$. Am adăugat şi un termen G spre a ţine seama de efectul de discontinuitate a curentului pe frontiera circulară de rază R_0.

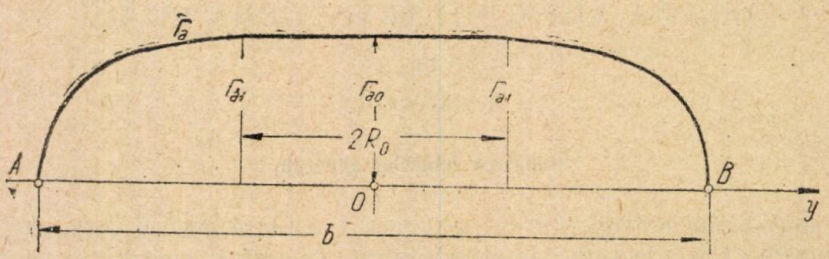


Fig. 2

Despărţind efectele, vom descompune şi circulaţia în trei părţi, pe care le vom pune în funcţie de o nouă variabilă θ ce înlocueşte abscisa

$$y = -\frac{b}{2}\cos\theta, \tag{1'}$$

după cum urmează:

a) Circulaţia aripii pusă într'un curent de viteza V_0 fie (fig. 2)

$$\Gamma_a = 2bV_0\sum_1^n A_n \sin n\,\theta, \tag{2}$$

unde coeficienţii $A_1, A_2, \ldots A_n$ vor fi calculaţi după metodele cunoscute [1].

b) Circulaţia datorită suflului central, care este echivalentă cu cea corespunzătoare unei incidenţe variabile $\alpha\delta$ în lungul anvergurii, fie (fig. 3)

$$\Gamma_b = 2bV_0\sum_1^n B_n \sin n\,\theta, \tag{3}$$

unde coeficienţii $B_1, B_2, \ldots, B_n$ vor fi determinaţi de asemenea prin metodele indicate anterior [1] pentru cazul incidenţei variabile. Astfel, observând că $\delta = \delta_0$ în partea centrală corespunzătoare suflului şi $\delta = 0$ în părţile laterale, vom putea desvolta $\alpha\delta \sin\theta$ în serie Fourier,

$$\alpha\,\delta\sin\theta = \alpha\,(\delta_1\sin\theta + \delta_3\sin 3\,\theta + \ldots\,\delta_n\sin n\theta + \ldots), \tag{4}$$

unde vom avea

$$\delta_1 = \delta_0 + \frac{2\delta_0}{\pi}\left(\frac{\sin 2\theta_1}{2} - \theta_1\right), \quad \delta_3 = \frac{2\delta_0}{\pi}\left(\frac{\sin 4\theta_1}{4} - \frac{\sin 2\theta_1}{2}\right),$$

$$\delta_n = \frac{2\delta_0}{\pi}\left(\frac{\sin (n+1)\theta_1}{n+1} - \frac{\sin (n-1)\theta_1}{n-1}\right), \ldots \tag{5}$$

unghiul θ_1 fiind dat de relația

$$\cos\theta_1 = -2\frac{R_0}{b}. \tag{6}$$

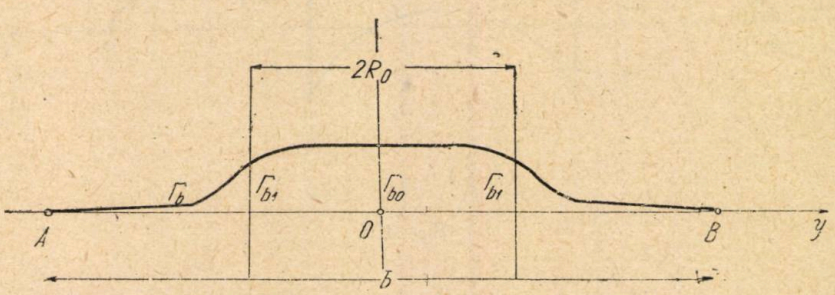


Fig. 3

Aplicând mai departe ecuațiile aripii cu incidență variabilă, vom găsi coeficienții B_n *).

c) Circulația complementară datorită vârtejurilor-imagine, care induc incidența suplimentară — i_s și a efectului de discontinuitate, fie (fig. 4)

$$\Gamma_c = f(\theta) \tag{7}$$

discontinuă în punctele $+R_0$, corespunzătoare unghiurilor θ_1 și $\pi - \theta_1$.

Într'adevăr, dintr'o condiție stabilită anterior **), rezultă că circulația la frontieră, notând cu K_1 un coeficient mai mic decât unu, trebue să satisfacă relația (fig. 2)

$$(\Gamma_1 - (1 - K_1)G_1)(1 + \delta_0) = \Gamma_1 + K_1 G_1, \tag{8}$$

din care scoatem, δ_0 fiind mic,

$$G = \frac{\delta_0 \Gamma_1}{1 + (1 - K_1)\delta_0} \approx \delta_0 \Gamma_1, \tag{9}$$

unde Γ_1 este circulația la frontieră dată de suma celor două părți ale circulației

*) Se vor aplica ecuațiile (22.10) și (22.11) din lucrarea citată [1], unde α_n se va înlocui prin $\alpha\delta_n$. Soluția acestei probleme este identică de altfel cu cea corespunzătoare aripioarelor de curbură (§ 23.1 din aceeași lucrare).

**) Expresia (35.10) din lucrarea citată [1].

în acelaşi punct, Γ_{a1} şi Γ_{b1}, deduse din (2) şi (3) prin înlocuirea unghiului θ prin θ_1, adică

$$\Gamma_1 = \Gamma_{a1} + \Gamma_{b1}. \tag{10}$$

Ne propunem să găsim circulaţia complementară Γ_c printr'un calcul simplu.

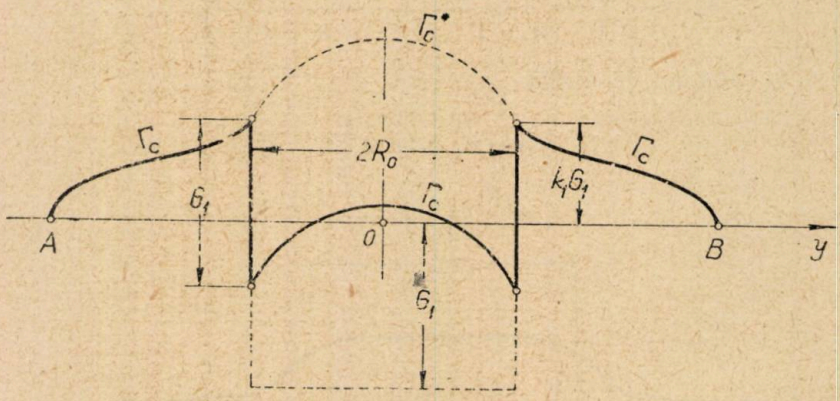


Fig. 4

Calculul circulaţiei complementare Γ_c

Să considerăm o distribuţie Γ_c fără discontinuitate, obţinută prin mutarea curbei centrale cu valoarea constantă G_1 (fig. 4); să scădem în schimb această circulaţie constantă G_1, pe porţiunea centrală, pentru a obţine în această parte distribuţia reală

$$\Gamma_c = \Gamma_c - G_1, \tag{11}$$

valabilă dela $-R_0$ la R_0.

Să calculăm acum unghiul indus suplimentar $-i_s$ dat de vârtejurile-imagine. Intru cât calculul este laborios, vom face dela început simplificările necesare. Vom observa că vârtejurile-imagine sunt reduse cu un coeficient ν_0*), care devine, observând că δ_0 este mic,

$$\nu_0 = \frac{V_0'^2 - V_0^2}{V_0'^2 + V_0^2} = \left(1 - \frac{\delta_0}{2}\right)\delta_0 \approx \delta_0 . \tag{12}$$

Mai departe, în loc să considerăm fiecare şuviţă $d\Gamma$ de vârtej, vom lua efectul global al vârtejurilor concentrate marginale. Astfel, vom considera vârtejul marginal al circulaţiei Γ_a,cel al circulaţiei Γ_b, şi în sfârşit, cel al circulaţiei Γ_c^*. Efectul acestora din urmă îl putem neglija, fiind de ordinul δ_0^2. Intr'adevăr, unghiul de incidenţă echivalent, $\alpha\delta_0$, din regiunea suflului, nu poate să ne dea decât o circulaţie Γ_b de ordinul $\delta_0\Gamma_a$, iar vârtejurile-imagine de ordinul δ_0^2, deci neglijabile. Tot astfel Γ_c^* este de ordinul $\delta_0\Gamma_\alpha$ şi vârtejurile-imagine de ordinul $\delta_0^2\Gamma_\alpha$, deci de asemenea neglijabile în prima aproximaţie.

*) A se vedea paragraful 35.5 din lucrarea citată [1].

Nu rămâne decât Γ_a, a cărei variație pe porțiunea suflului este neglijabilă, deci pentru această parte nu vom lua în considerare vârtejurile-imagine; în schimb, vârtejurile marginale situate în punctele $\varkappa\frac{b}{2}$ și $-\varkappa\frac{b}{2}$ pe anvergură au o intensitate dată de relația

$$\Gamma_{\alpha 0} = 2bV_0(A_1 - A_3 + A_5 - A_7 + \ldots). \tag{13}$$

Pentru coeficientul $\varkappa$ vom lua o valoare medie de $\varkappa = 0{,}80$, între coeficientul corespunzător aripii eliptice și al aripii dreptunghiulare.

In aceste condiții, unghiul indus suplimentar datorit vârtejurilor-imagine din exterior, situate în punctele $\pm\frac{2R_0^2}{\varkappa b}$, în interior (fig. 1), va fi dat de expresia

$$i_s = \frac{\delta_0\Gamma_1}{4\pi V_0}\left(\frac{1}{y-\frac{2R_0^2}{\varkappa b}} - \frac{1}{y+\frac{2R_0^2}{\varkappa b}}\right) \tag{14}$$

Indicând mai departe cu G variația circulației, care se scade din Γ_c^*, după (11), și anume, $G = 0$ dela $-\frac{b}{2}$ la $-R_0$ și dela R_0 la $\frac{b}{2}$, și $G = G_1$, dela $-R_0$ la R_0, ecuația generală a circulației complementare va fi dată de expresia

$$\Gamma_c^* = G + \Gamma_c = G - kcV\left(i_s + \frac{w_c}{V}\right) = G - kcV_0\left[i_s(1+\delta) + \frac{w_c}{V_0}\right] \tag{15}$$

unde w_c este viteza indusă datorită circulației Γ_c^*. Să punem mai departe

$$\Gamma_c^* = 2bV_0\sum_1^n C_n^* \sin n\theta, \quad \frac{w_c}{V_0} = \frac{1}{\sin\theta}\sum_1^n nC_n^* \sin n\theta. \tag{16}$$

In acest caz, ecuația de mai sus devine

$$\frac{c_0}{c}\sin\theta\sum_1^n C_n^* \sin n\theta + \mu_0\sum_1^n n C_n \sin n\theta = \frac{G}{2bV_0}\frac{c_0}{c}\sin\theta - \\ - \mu_0 i_s(1+\delta)\sin\theta, \tag{17}$$

unde c_0 este coarda mediană iar $\mu_0\frac{kc_0}{2b}$, ecuație care este ușor de rezolvat prin metodele menționate mai sus.

Intr'adevăr, punând

$$\frac{\Gamma_1}{2bV_0} = \varepsilon, \quad \frac{G_1}{2bV_0} = \delta_0\varepsilon \tag{18}$$

și făcând desvoltările în serie Fourier

$$\varepsilon\frac{C_0}{C}\sin\theta = \varepsilon_1\sin\theta + \varepsilon_3\sin 3\theta + \ldots \varepsilon_n \sin n\theta, \\ i_s(1+\delta)\sin\theta = i_{s1}\sin\theta + i_{s3}\sin 3\theta + \ldots i_{sn}\sin n\theta \tag{19}$$

regăsim problema unei aripi aşezate într'un curent omogen de viteza V_0 şi având incidenţa variabilă

$$\alpha = \delta_0 \varepsilon \frac{c_0}{c} - \mu_0 i_s (1 + \delta). \tag{20}$$

Odată coeficienţii A_n, B_n, C_n determinaţi, calculul portantei şi al rezistenţei nu mai prezintă nicio dificultate.

Să găsim acum coeficientul K_1; pentru aceasta, vom observa că în punctele $\pm R_0$, corespunzător unghiului θ_1, (6) vom avea

$$K_1 G_1 = K_1 \delta_0 \Gamma_1 = \Gamma_{c1}^* = 2bV_0 \sum_1^n C_n^* \sin n\theta_1, \tag{21}$$

de unde deducem K_1 şi prin urmare circulaţia Γ_c.

Observaţie. In cele de mai sus am presupus fenomenul simetric, dar metoda poate fi aplicată şi la un fenomen antisimetric, în care caz trebue să exprimăm pe i_s într'o formă corespunzătoare; restul se tratează ca mai sus. In cazul general, descompunem circulaţia în două părţi, una simetrică, iar alta antisimetrică, şi ducem mai departe calculul separat, pentru fiecare în parte.

Aplicaţie la aripa eliptică

Vom avea succesiv

$$\Gamma_a = 2bV_0 A_1 \sin\theta = 2bV_0 \frac{\mu_0 \alpha}{1 + \mu_0} \sin\theta \tag{22}$$

pentru aripa normală, fără suflu, şi

$$\Gamma_b = 2bV_0 \sum_1^n B_n \sin n\theta \tag{23}$$

pentru influenţa suflului, fără efect de discontinuitate, unde coeficienţii B_n se deduc uşor din problemele analoage ale variaţiei de incidenţă*), adică

$$B_n = \frac{\delta_0 \mu_0}{1 + n\mu_0} \frac{2}{\pi} \left(\frac{\sin (n+1)\theta_1}{n+1} - \frac{\sin (n-1)\theta_1}{n-1} \right). \tag{24}$$

După aceasta, vom face calculul incidenţei suplimentare i_s şi vom efectua apoi a doua desvoltare (19).

In ceea ce priveşte prima desvoltare (19), vom avea foarte simplu

$$\varepsilon \frac{c_0}{c} \sin\theta = \frac{\Gamma_1}{2bV_0} = \frac{4}{\pi} \sum_1^n \frac{\cos n\theta_1}{n} \sin n\theta. \tag{25}$$

Ţinând seama de variaţia corzii la o aripă eliptică,

$$c = c_0 \sin\theta, \tag{26}$$

*) A se vedea paragraful 23.1 din lucrarea citată [1].

unde c_0 este o coardă mediană, ecuația (17) se simplifică și ne dă imediat

$$C_n^* = \frac{\Gamma_1}{2bV_0} \frac{\delta_0}{1 + n\mu_0} \frac{4}{\pi} \frac{\cos n\theta_1}{n} - \frac{\mu_0 i_{sn}}{1 + n\mu_0}. \tag{27}$$

Pentru determinarea coeficienților i_{sn} se pot utiliza diverse metode aproximative de calcul, care pot conduce la o desvoltare simplă în serie Fourier a incidenței suplimentare i_s.

Trebue să observăm că termenii din membrul al doilea nu descresc rapid; totuși, se poate aprecia numărul n care ar fi suficient pentru a reprezenta cât mai aproape de realitate variația circulației totale

$$\Gamma = \Gamma_a + \Gamma_b + \Gamma_c .$$

ВЛИЯНИЕ ДОБАВОЧНОЙ ОСЕВОЙ СТРУИ ВОЗДУХА НА КРЫЛЬЯ КОНЕЧНОГО РАЗМАХА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Крыло конечного размаха, установленное в воздушном течении скорости V_0, подвергается влиянию добавочной осевой струи, увеличивающей скорость до величины $V_0' > V_0$. Для того, чтобы определить циркуляцию вокруг крыла автор разбивает ее на три части: циркуляцию Γ_a нормального крыла, находящегося в течении V_0 (2), циркуляцию Γ_b, вызываемую струей, равносильную циркуляции, вызванной добавочным углом атаки, пропорциональной струе (3), и добавочную циркуляцию Γ_c, которую необходимо определить, вызываемую вихрем-отображением, и с эффектом прерывистости у границы струи (7). Автор определяет искомую добавочную циркуляцию, вводя вспомогательно циркуляцию Γ_c^* (16), производимую индуктивным углом атаки, вызванным вихрем — отображением нормального крыла (14) и с пределом G_1, постоянным на всей широте струи. Получается уравнение (17), которое можно решить методом, указанным автором раньше [1].

Работа заканчивается примером эллиптического крыла (27).

INFLUENCE D'UN SOUFFLE AXIAL SUPPLÉMENTAIRE SUR LES AILES D'ENVERGURE FINIE

(RÉSUMÉ)

Une aile d'envergure finie placée dans un courant d'air de vitesse V_0 subit l'influence d'un souffle axial supplémentaire qui fait augmenter la vitesse à une valeur $V'_0 > V_0$. Pour établir la circulation autour de l'aile, l'Auteur divise celle-ci en trois parties: la circulation Γ_a de l'aile normale située dans le courant V_0 (2), la circulation Γ_b, due au souffle, qui est équivalente à celle produite par une incidence supplémentaire, proportionnelle au souffle (3), et

la circulation complémentaire Γ_c, qui est à déterminer, due aux tourbillons-image et à l'effet de discontinuité à la frontière du souffle (7). L'Auteur détermine cette circulation complémentaire en introduisant une circulation auxiliaire Γ_c^* (16), due à l'incidence induite, produite par les tourbillons-image de l'aile normale (14) et à un terme G_1, constant sur toute la largeur du souffle. Il arrive à l'équation (17) qu'on peut résoudre par la méthode qu'il a préconisée dans un travail antérieur [1].

Comme exemple pratique, on fait une application sur l'aile elliptique (27).

BIBLIOGRAFIE

1. E. Carafoli, *Aerodinamica*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1951.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 – 2, 1954

AEROMECANICĂ

DETERMINAREA EXPERIMENTALĂ A DISTRIBUŢIEI PRESIUNII DATORITE VÂNTULUI PE ACOPERIŞURI DE TRIBUNE

DE

T. OROVEANU şi I. NEDELESCU

Obiectul lucrării. Lucrarea de faţă a avut ca obiect determinarea solicitărilor acoperişurilor de tribune datorite acţiunii curenţilor de aer, în vederea stabilirii unor norme generale ce urmează a fi folosite în calculul de rezistenţă al acestui tip de construcţii.

In vederea acestui scop, prima preocupare a fost stabilirea domeniului în care se încadrează majoritatea construcţiilor de tribune acoperite, din punctul de vedere al caracteristicilor lor geometrice. Din acest studiu preliminar au reieşit următoarele caracteristici generale:

1. Panta acoperişului este cuprinsă între $\alpha = 5 \ldots 20°$.
2. Panta gradenelor pentru public este cuprinsă între $\operatorname{tg} \beta = 1/2 \ldots 1/3$.
3. Raportul dintre coarda acoperişului şi înălţimea punctului său de încastrare deasupra solului este cuprinsă între $H/L = 0{,}6 \ldots 0{,}8$.

Ca urmare, pentru efectuarea experienţelor s'au ales ca parametrii valorile α, $\operatorname{tg} \beta$ şi H/L a căror semnificaţie este arătată în figura 1.

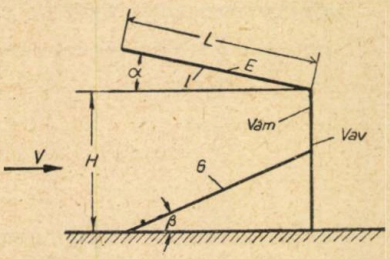


Fig. 1

S'au efectuat experienţe pentru unghiuri de $\alpha = 5$; 10; 15 şi 20°, pentru valori $H/L = 0{,}60$; 0,65; 0,70; 0,75 şi 0,80 iar pentru $\operatorname{tg} \beta$ s'au considerat numai valorile extreme şi anume 1/2 şi 1/3.

Intru cât direcţia vântului modifică fundamental scurgerea aerului în prezenţa acoperişului, lucrările experimentale au fost efectuate în două etape. Prima cuprinde experienţele efectuate cu atac de vânt frontal asupra părţii deschise din faţa tribunei, rezultatele acestei serii de experienţe fiind prezentate în această lucrare.

Dispozitivul experimental. Modelul utilizat a fost construit din stuc, pe schelet metalic, armătura fiind constituită dintr'o placă metalică articulată,

purtând prizele de presiune (în poziţiile indicate în figura 2) şi armăturile de rigidizare. Coarda plăcii reprezentând acoperişul este de 0,20 m. Condiţiile de încercare pe model de anvergură infinită au fost realizate prin introducerea machetei între doi pereţi verticali, montaţi în sufleria de ∅ 1,5 m distanţaţi 5 m.

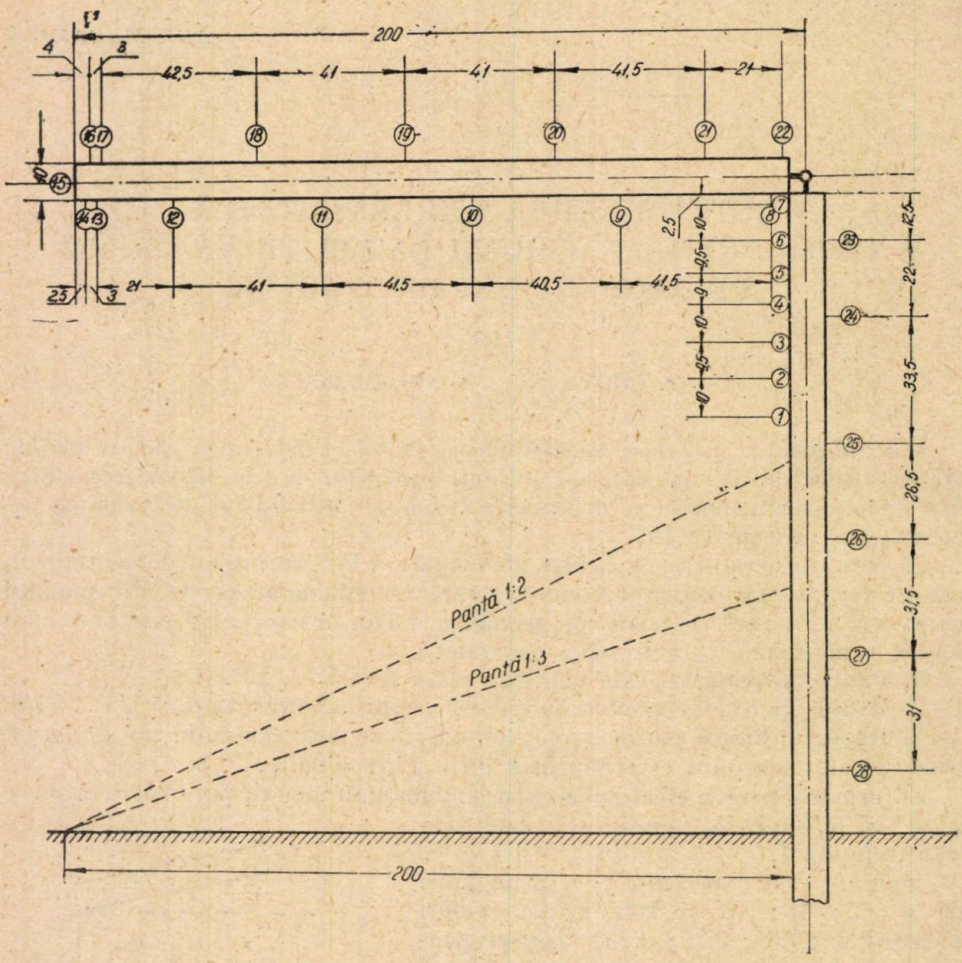


Fig. 2

Pentru a realiza experimental influenţa solului, s'a montat între cei doi pereţi verticali o placă orizontală care poartă piesa de lemn reprezentând gradenele pentru public. Peretele vertical al piesei articulate străbate planşeul orizontal pentru a permite ridicarea acoperişului la diferite înălţimi. Acoperişul este prins lateral într'un cadru, prin intermediul unui disc prin care străbat ţevile purtătoare ale prizelor de presiune. Cu ajutorul acestui dispozitiv se pot obţine diferitele incidenţe ca şi diferitele înălţimi prin rotaţie sau prin deplasare pe verticală. Montajul este redat în figurile 3 şi 4.

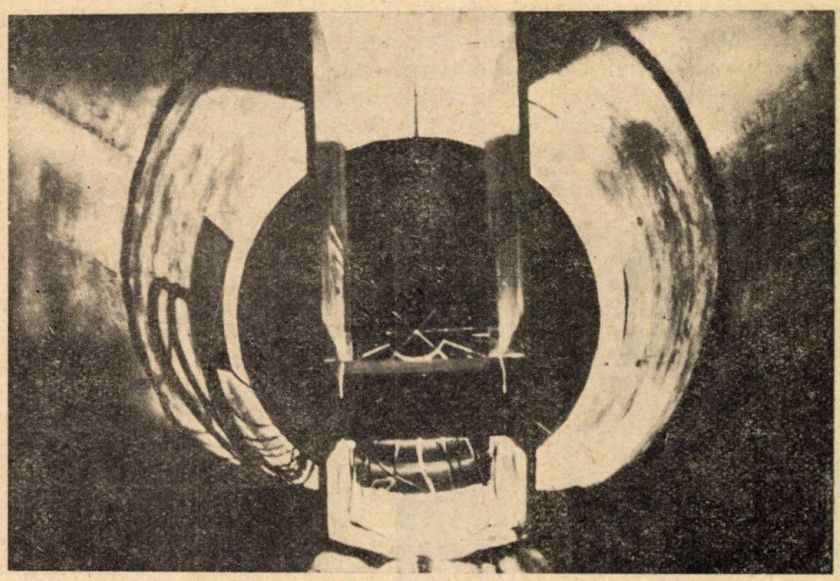


Fig. 3

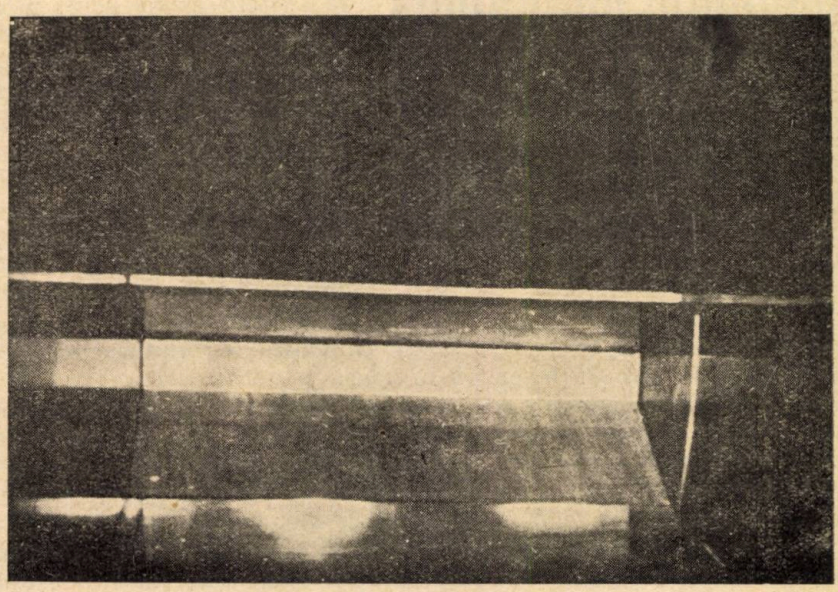


Fig. 4

Astfel în figura 3 se observă camera de experienţe circulară a tunelului cu pereţii verticali, planşeul orizontal, modelul şi (în stânga) tuburile de cauciuc dela piesele de presiune (vedere din aval). In figura 4 este reprezentat modelul: se observă acoperişul, peretele vertical din fund, planul gradenelor pentru public şi (în dreapta) discul de prindere (vedere din amonte).

Inainte de efectuarea experienţelor s'au executat explorări ale venei experimentale bidimensionale, care au indicat variaţii ale vitezei mai mici de 1 % în sens transversal şi longitudinal cu excepţia zonelor din imediata apropiere a pereţilor care limitează vena, unde variaţiile sunt condiţionate de prezenţa stratului limită.

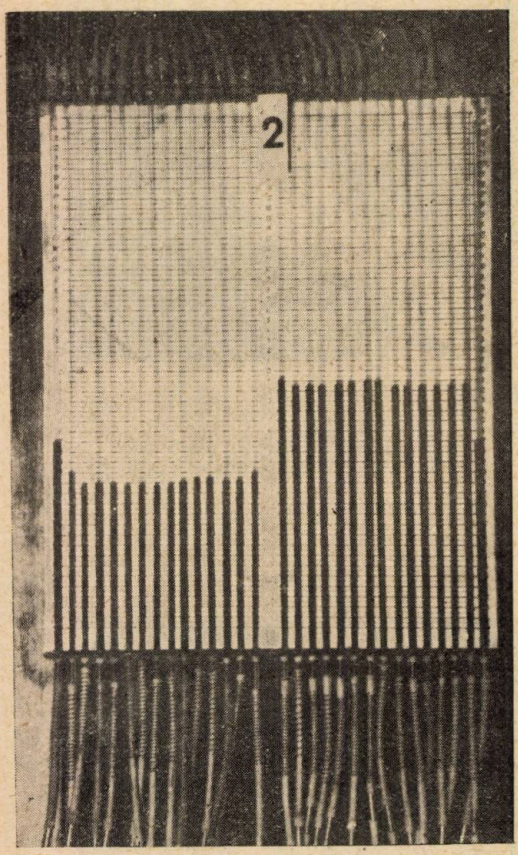


Fig. 5

Presiunea statică de referinţă şi presiunea dinamică din vena experimentală au fost obţinute cu ajutorul unei sonde Prandtl situată în amontele modelului. Sonda a fost legată la un micromanometru pentru determinarea presiunii dinamice şi la un multimanometru pentru determinarea presiunilor locale în vederea calculării coeficienţilor de presiune. Prizele de presiune indicate în figura 2 au fost legate la multimanometrul cu lichid din figura 5.

Experienţele au fost efectuate la o viteză medie de 25 m/s deci la un număr Reynolds mediu de $0{,}37 \times 10^6$. Nu s'au făcut experienţe pentru determinarea variaţiei coeficienţilor de presiune cu numărul Reynolds, deoarece lucrările anterioare au dovedit că, pentru modele de tipul acesta (cu raze de curbură foarte mici), variaţia coeficienţilor de presiune în funcţie de numărul Reynolds este neglijabilă, mai ales pentru domeniul de numere Reynolds care poate fi realizat cu ajutorul instalaţiilor experimentale de care dispunem în prezent.

Nu s'au efectuat experienţe pentru cazul unor rugozităţi diferite ale planului înclinat *G* (fig. 1), care simbolizează gradenele pentru public, deoarece aceste încercări devin interesante din punctul de vedere al calculului de rezistenţă numai la tribune de mari dimensiuni. Or, tocmai în acest caz, dimensiunile gradenelor devin relativ neînsemnate faţă de dimensiunile tribunei.

Prezentarea rezultatelor. Lucrarea de faţă sintetizează rezultatele unei serii de experienţe. Dintre acestea nu am reprodus decât diagramele referitoare la cinci experienţe, acestea fiind mai caracteristice. In diagramele reproduse (fig. 6,

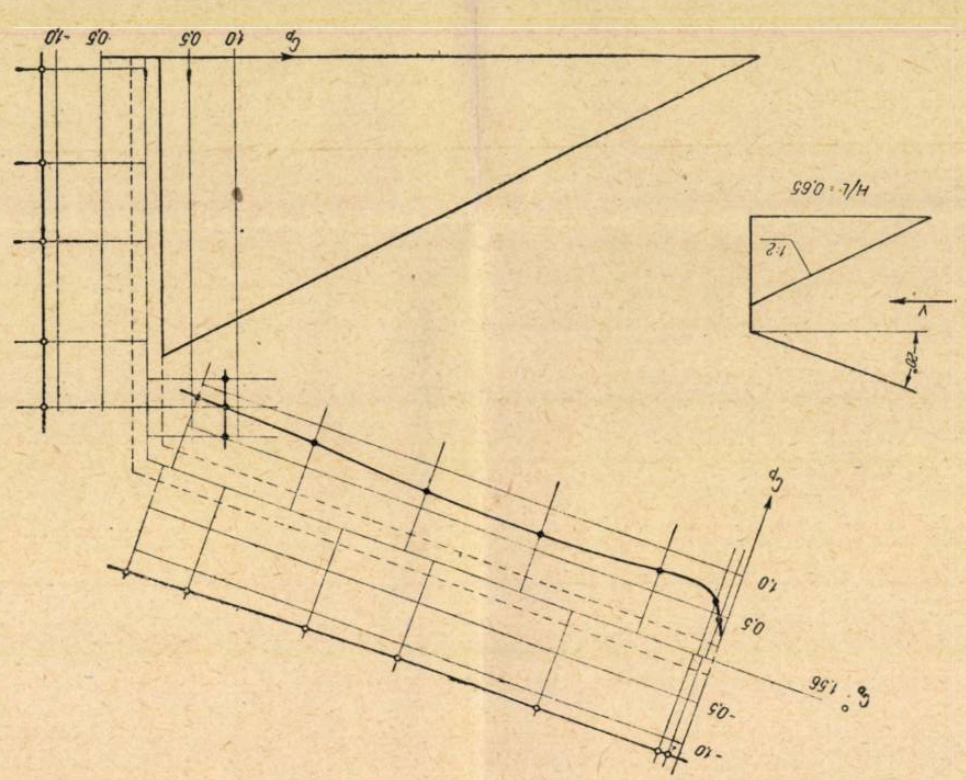


Fig. 9

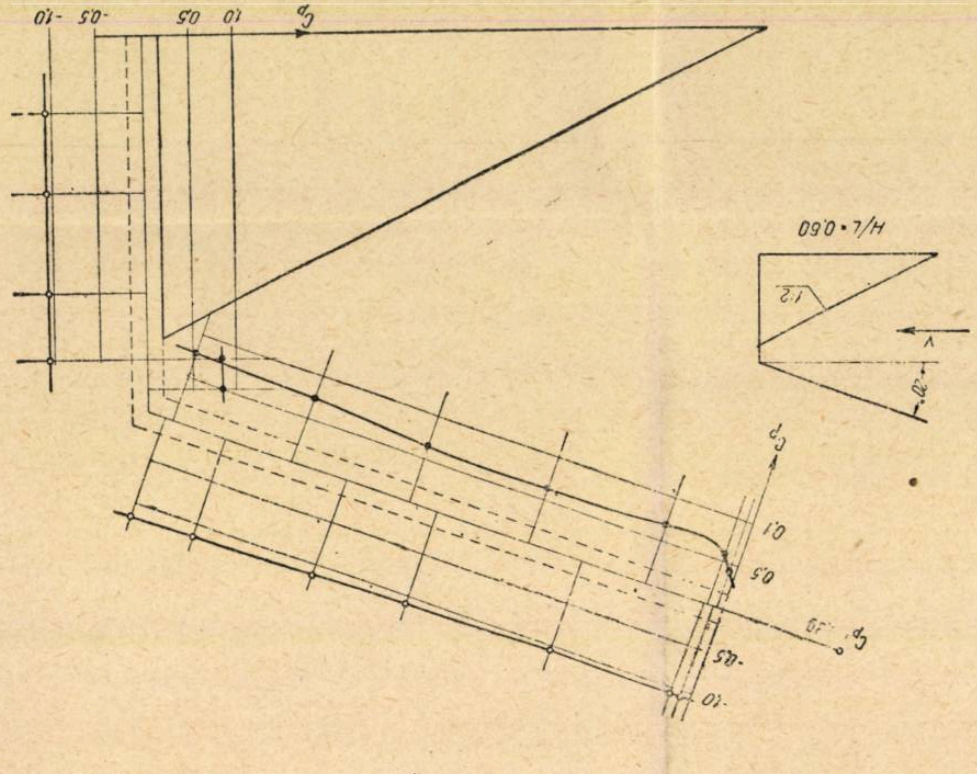


Fig. 10

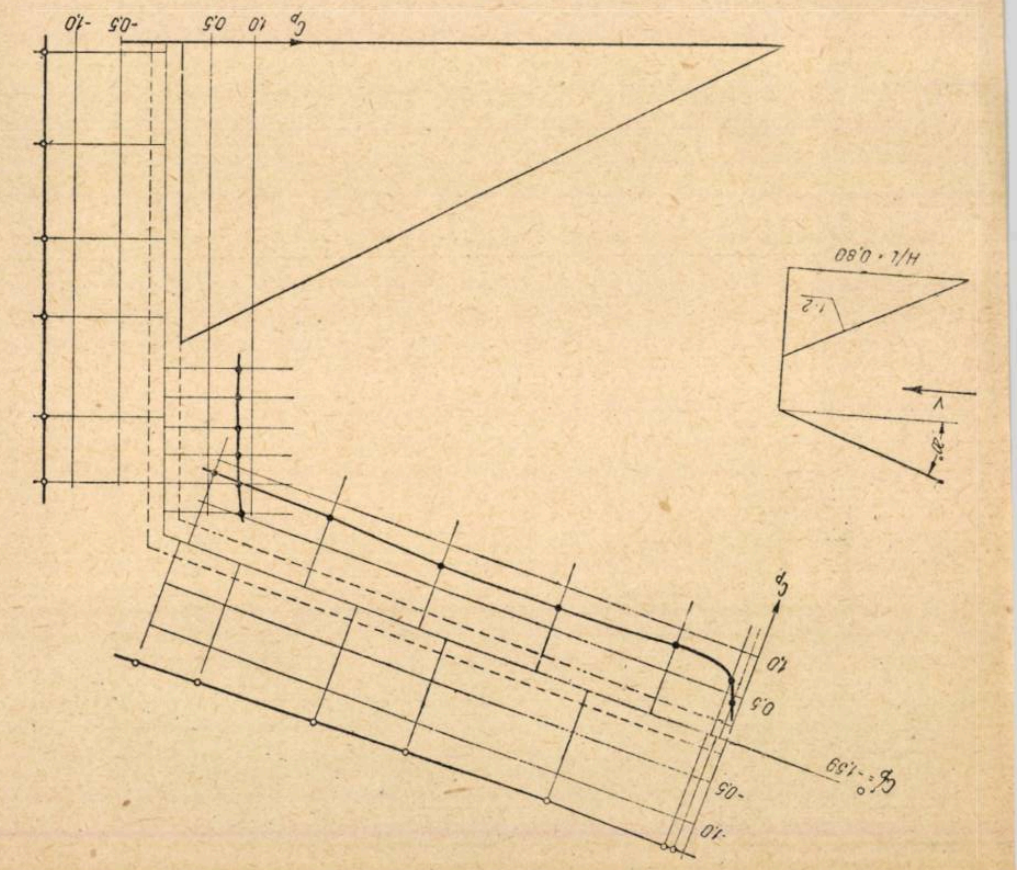


Fig. 6

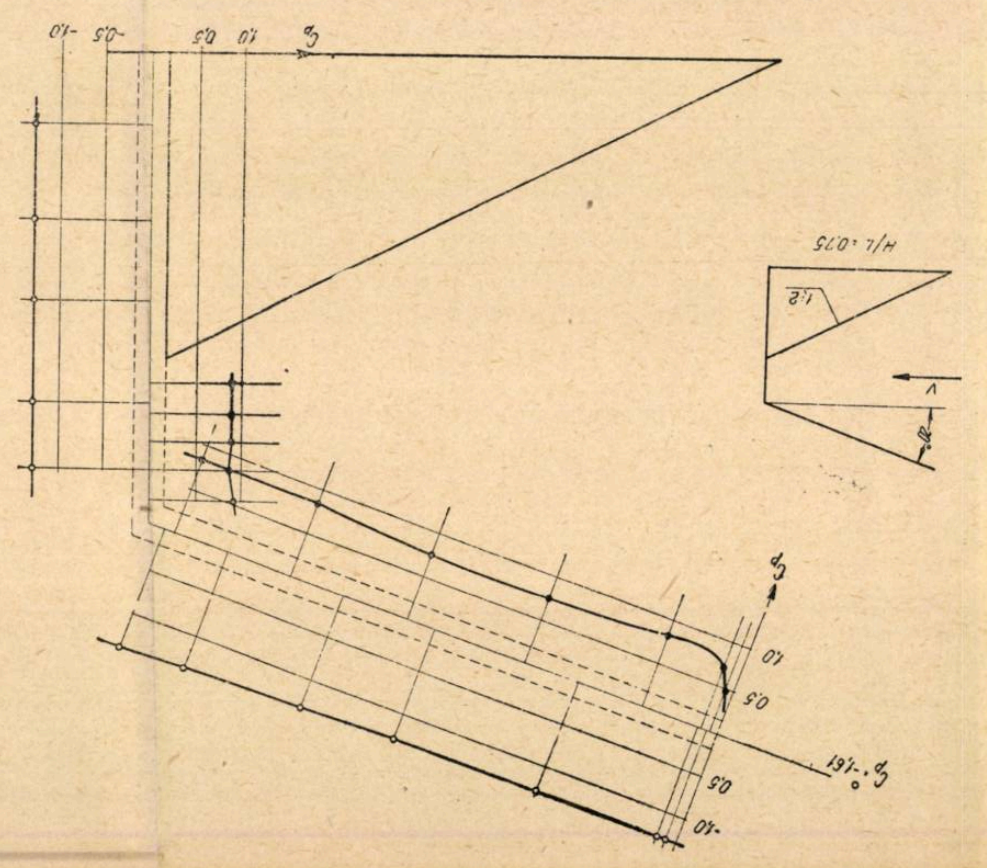


Fig. 7

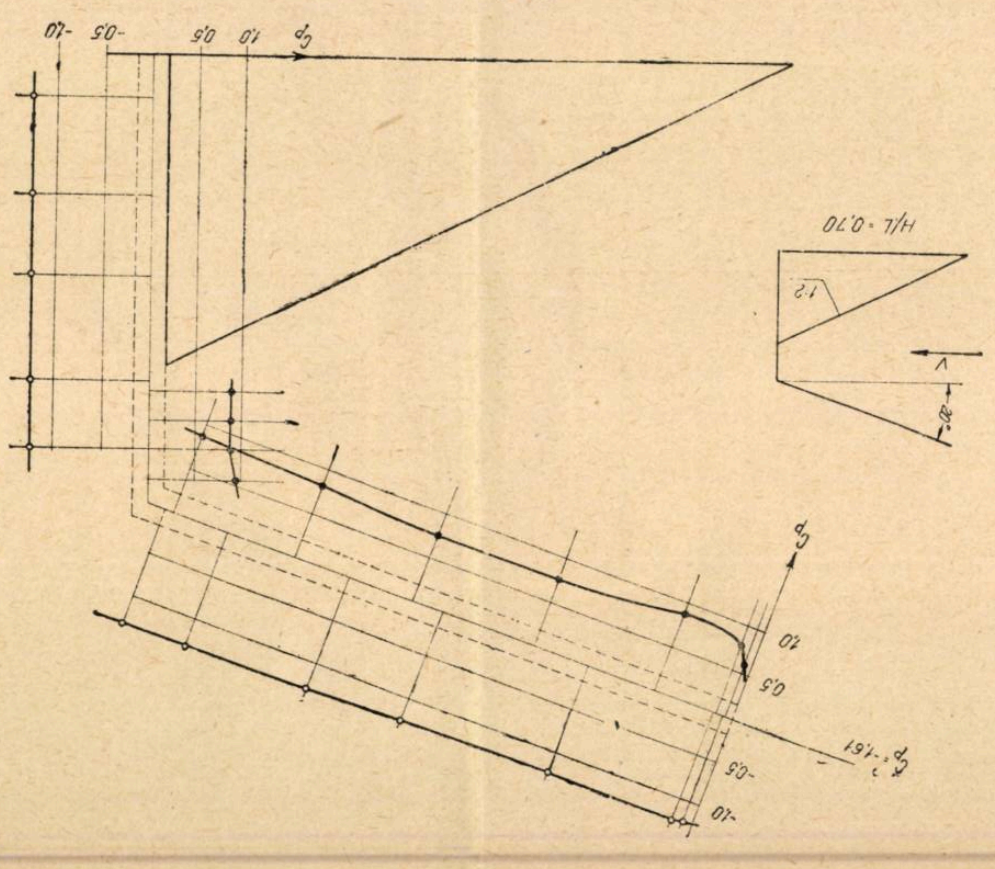


Fig. 8

7, 8, 9 și 10) sunt trasate curbele de repartiție ale coeficienților de presiune. Punctele reprezentate prin cercuțe se referă la fața superioară (extradosul) acoperișului și la fața din aval a peretelui vertical, pe amândouă aceste suprafețe existând depresiuni; punctele marcate cu cercuțe pline se referă la fața inferioară (intradosul) a acoperișului și la fața din amonte a peretelui vertical, pe ambele suprafețe existând suprapresiuni. Coeficienții de presiune ce corespund prizei din extremitatea amonte (bordul de atac) a acoperișului sunt

Tabloul Nr. 1

Coeficienții medii de presiune

H/L	$\alpha°$	tgβ	E	I	Vam	Vav	tgβ	E	I	Vam	Vav
0,80	5	1/2	−1,15	+0,74	+0,85	−1,07	1/3	−1,12	+0,78	+0,84	−1,02
0,75	5	1/2	−1,08	+0,75	+0,86	−1,00	1/3	−1,06	+0,79	+0,85	−0,95
0,70	5	1/2	−1,02	+0,72	+0,83	−0,93	1/3	−1,01	+0,71	+0,84	−0,91
0,65	5	1/2	−0,96	+0,70	+0,82	−0,90	1/3	−0,96	+0,67	+0,82	−0,87
0,60	5	1/2	−0,92	+0,72	+0,81	−0,87	1/3	−0,97	+0,68	+0,81	−0,86
0,80	10	1/2	−1,18	+0,78	+0,84	−1,14	1/3	−1,21	+0,81	+0,85	−1,11
0,75	10	1/2	−1,14	+0,80	+0,87	−1,11	1/3	−1,16	+0,80	+0,85	−1,05
0,70	10	1/2	−1,06	+0,73	+0,85	−1,03	1/3	−1,09	+0,75	+0,84	−1,04
0,65	10	1/2	−1,03	+0,70	+0,80	−0,98	1/3	−1,01	+0,73	+0,82	−0,94
0,60	10	1/2	−0,99	+0,72	+0,86	−0,94	1/3	−0,99	+0,70	+0,80	−0,92
0,80	15	1/2	−1,29	+0,83	+0,87	−1,23	1/3	−1,23	+0,79	+0,82	−1,15
0,75	15	1/2	−1,20	+0,79	+0,85	−1,16	1/3	−1,19	+0,77	+0,82	−1,12
0,70	15	1/2	−1,13	+0,77	+0,84	−1,10	1/3	−1,16	+0,76	+0,82	−1,10
0,65	15	1/2	−1,08	+0,70	+0,83	−1,05	1/3	−1,09	+0,75	+0,83	−1,05
0,60	15	1/2	−1,04	+0,73	+0,82	−1,03	1/3	−1,06	+0,73	+0,82	−1,04
0,80	20	1/2	−1,37	+0,78	+0,84	−1,33	1/3	−1,37	+0,85	+0,85	−1,33
0,75	20	1/2	−1,32	+0,79	+0,86	−1,29	1/3	−1,32	+0,81	+0,84	−1,28
0,70	20	1/2	−1,26	+0,81	+0,87	−1,24	1/3	−1,25	+0,78	+0,83	−1,21
0,65	20	1/2	−1,19	+0,73	+0,85	−1,16	1/3	−1,20	+0,76	+0,82	−1,15
0,60	20	1/2	−1,09	+0,68	+0,82	−1,06	1/3	−1,12	+0,71	+0,79	−1,08

reprezentați pe axa acestuia, măsurați dela linia care mărginește acoperișul, și reprezintă depresiuni pentru toate experiențele.

In diagramele reproduse, modelul este reprezentat la scara 1/2,5 iar coeficienții de presiune, calculați cu relația

$$C_p = \frac{p - p_0}{\frac{\rho}{2} V^2}$$

la scara $C_p = 1 = 1{,}2$ cm.

Interpretarea rezultatelor. Pentru întreaga gamă de experiențe se desprind următoarele concluzii generale:

— Pe fața superioară E iau naștere întotdeauna depresiuni, cu o distribuție aproape constantă pe întreg acoperișul, arătând o ușoară creștere către extremitatea din aval.

— Pe fața inferioară I iau naștere întotdeauna suprapresiuni mai mari înspre extremitățile din amonte și din aval ale acoperișului și mai mici în zona mediană.

— Pe faţa din amonte a peretelui vertical *Vam* iau naştere întotdeauna supra presiuni, practic constante pe toată înălţimea, dar arătând o descreştere în spre partea inferioară, unde peretele vine în contact cu planul înclinat al gradenelor pentru public *G*. Această descreştere nu a putut fi urmărită pe toată întinderea ei din cauza dificultăţii de amplasare a unei prize de presiune în

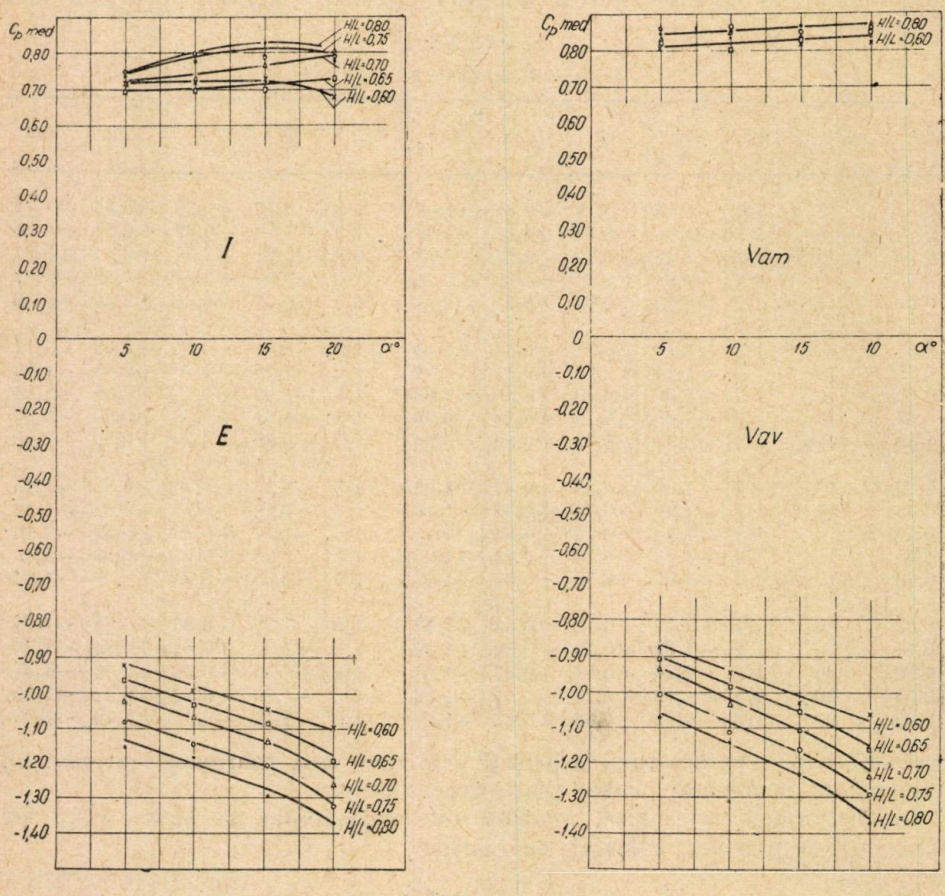


Fig. 11

punctul critic (vârful unghiului dintre peretele vertical şi planul gradenelor), dar ea nu este importantă pentru determinarea valorilor practice de calcul.

— Pe faţa din aval a peretelui vertical *Vav* iau naştere întotdeauna depresiuni, practic constante pe întreaga înălţime.

Pentru a determina influenţa parametrilor am calculat prin integrare grafică valoarea coeficienţilor de presiune medii $C_{p_{med}}$ pentru fiecare din cele patru feţe analizate mai sus şi am trasat pentru fiecare situaţie experimentală (tabloul Nr. 1) o serie de diagrame $C_{p_{med}} = f(\alpha)$ luând ca parametri valoarea raportului H/L şi tg β.

Aceste diagrame sunt reprezentate în figurile 11 şi 12.

Din analiza distribuției coeficienților de presiune se poate deduce în prima instanță că fenomenul ce se petrece în interiorul poligonului format din fața inferioară a acoperișului *I*, fața din amonte a peretelui vertical *Vam* și suprafața gradenelor *G* prezintă un caracter de instabilitate, deși după cum vom constata mai jos coeficienții medii de presiune prezintă o variație sistematică funcție

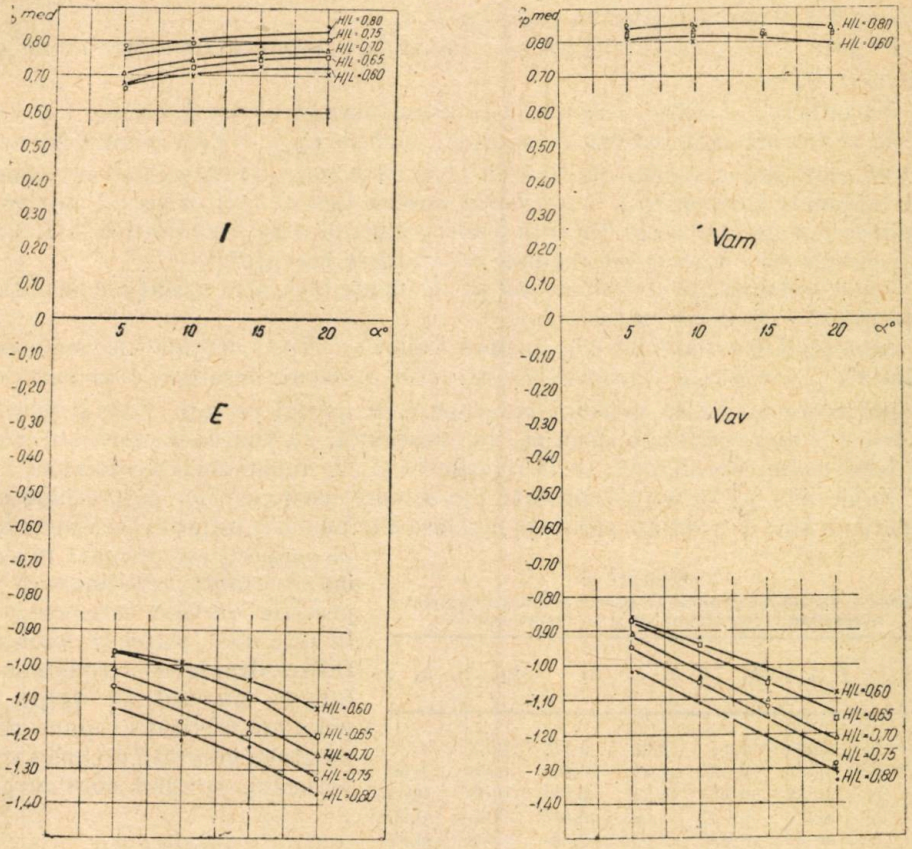


Fig. 12

de parametrii aleși. Valorile locale ale coeficienților de presiune au însă variații nesistematice, în specia în apropierea extremității din amonte a feței inferioare a acoperișului *I*.

Pentru a stabili influența parametrilor ne vom folosi de curbele $C_{p_{med}} = f(\alpha)$ (fig. 11 și 12).

Variația cu incidența. Atât pe fața *E* cât și pe fața *Vav* se constată o creștere sistematică a depresiunilor cu incidența, urmând o variație aproape liniară pe întreg domeniul de incidențe considerat.

Pe fețele *I* și *Vam* suprapresiunile prezintă o foarte redusă creștere cu incidența. Deoarece, după cum am spus mai sus, regimul scurgerii pe aceste fețe prezintă simptomele unui fenomen labil, precum și datorită faptului că domeniul de incidențe în care s'au efectuat încercările nu a fost extins în afara domeniului

în care se încadrează majoritatea construcţiilor, nu am avut la îndemână date care să permită definirea precisă a alurii curbelor în regiunea incidenţei de 20° şi în cea a incidenţelor mai mari. In domeniul uzual însă, suprapresiunile se menţin la o valoare aproape constantă, curbele $C_{p_{med}} = f(\alpha)$ prezentând în marea lor majoritate o tendinţă de a se confunda cu tangenta lor orizontală.

Variaţia cu H/L. Atât pe faţa *E* cât şi pe faţa *Vav* se constată o creştere sistematică a depresiunilor cu raportul *H/L*.

Pe faţa *I* ca şi pe faţa *Vam* se constată o creştere a suprapresiunilor cu raportul *H/L*.

Variaţia cu tg β. Efectul cel mai sensibil al parametrului se datoreşte faptului că, la o valoare mai scăzută a acestuia, curbele $C_{p_{med}} = f(\alpha)$ pentru feţele *I* şi *Vam* sunt mai ordonate (în figurile 11 şi 12 se constată că aceste curbe sunt mai ordonate pentru $\operatorname{tg}\beta = 1/3$ decât pentru $\operatorname{tg}\beta = 1/2$) deoarece, descoperindu-se o zonă mai mare din faţa *Vam*, poligonul constituit din feţele *I*, *Vav* şi *G* devine mai deschis iar regimul de scurgere mai stabil.

Nu se constată, pentru domeniul de incidenţe ales, alte variaţii sistematice determinate de acest parametru.

Admiţând o eroare de 3% asupra valorilor experimentale ale coeficientului $C_{p_{med}}$, se poate considera că aspectul oarecum desordonat al curbelor coeficienţilor medii de presiune care apare în special pe faţa *Vam* şi pentru $\operatorname{tg}\beta = 1/2$ nu constitue o surpriză. In consecinţă, nu vom face erori mai mari de acest ordin considerând, ca în figurile 11 şi 12, numai curbele extreme.

Pe de altă parte, se va constata din semnele coeficienţilor de presiune că, pentru un atac de vânt din spre faţa deschisă a tribunei, rezultanta aerodinamică pe acoperiş este dirijată în sus, iar rezultanta aerodinamică pe peretele vertical este dirijată în spre aval, astfel că momentul rezultantelor aerodinamice faţă de punctul de sprijin al peretelui vertical se opune momentului greutăţii proprii a acoperişului, uşurând construcţia.

Tabloul Nr. 2.

Valorile coeficienţilor de presiune pentru calculul aproximativ al rezultantei aerodinamice şi al momentului ei

	H L	h_1	h_2	h_3	h_4	h_5
5	0,80	1,11	1,26	0,88	0,88	1,07
5	0,75	1,03	1,17	0,88	0,88	1,00
5	0,70	0,98	1,11	0,88	0,88	0,93
5	0,65	0,93	1,06	0,88	0,88	0,90
5	0,60	0,93	1,04	0,88	0,88	0,87
10	0,80	1,16	1,26	0,88	0,88	1,14
10	0,75	1,10	1,23	0,88	0,88	1,11
10	0,70	1,05	1,16	0,88	0,88	1,04
10	0,65	0,98	1,09	0,88	0,88	0,98
10	0,60	0,96	1,07	0,88	0,88	0,94
15	0,80	1,25	1,36	0,88	0,88	1,23
15	0,75	1,16	1,26	0,88	0,88	1,16
15	0,70	1,13	1,24	0,88	0,88	1,10
15	0,65	1,05	1,16	0,88	0,88	1,05
15	0,60	1,04	1,12	0,88	0,88	1,04
20	0,80	1,34	1,45	0,88	0,88	1,33
20	0,75	1,29	1,40	0,88	0,88	1,29
20	0,70	1,22	1,32	0,88	0,88	1,24
20	0,65	1,17	1,29	0,88	0,88	1,16
20	0,60	1,08	1,18	0,88	0,88	1,08

CONCLUZII

Prin faptul că, după cum am văzut, momentul reacţiunii aerodinamice este opus momentului greutăţii proprii a acoperişului, un calcul la sarcini aerodinamice este interesant numai pentru învelitori cu greutate mică pe metru patrat (de exemplu învelitori de lemn, carton gudronat etc.) nefiind interesant pentru construcţii cu greutate mare pe metru patrat, ca de exemplu

cele de beton armat. Acest calcul devine însă interesant în cazul în care se amenajează panouri vitrate sau trepte în acoperiș sau în peretele vertical *V*.

In cazul însă în care se prevede construirea unor tribune cu ferestre sau goluri în peretele vertical, este necesar să se încerce modele cu caracteristicele geometrice respective, deoarece aceste goluri modifică radical spectrul scurgerii și deci și valoarea coeficienților de presiune.

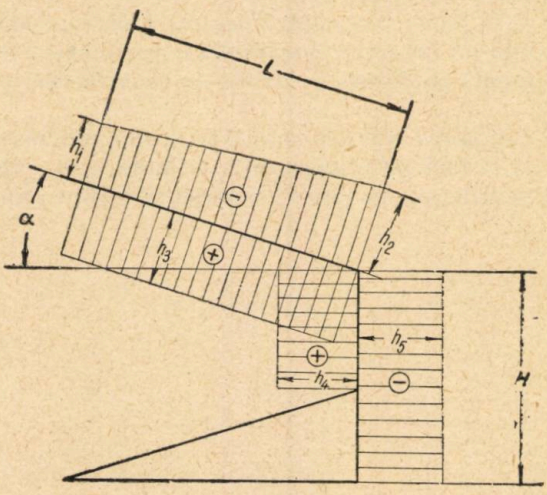


Fig. 13

In ceea ce privește tipul de tribune experimentat, am reprezentat în tablou Nr. 2 o sintetizare a rezultatelor, asimilând curbele de repartiție a presiunilor cu linii drepte și ținând seama de valorile locale maxime rezultate din experiențe, pentru a ușura un calcul estimativ al forțelor de presiune și al momentelor lor. Prin h_1, h_2, h_3, h_4 și h_5 sunt notate valorile coeficienților de presiune C_p dela extremitățile construcției ale căror semne sunt însemnate în figura 13.

ОПЫТНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ, ПРОИЗВОДИМОГО ВЕТРОМ НА КРОВЛИ ТРИБУН

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе приводятся и поясняются результаты опытов, произведенных в воздушной трубе над моделью закрытой трибуны, с целью определить распределение давления, производимого ветром на кровлю и на вертикальную стену трибуны. Также приводятся таблицы полученных результатов, позволяющие определить силы и моменты, приложенные к этому типу построек, и вызванные действием ветра.

Настоящая заметка касается лишь опытных результатов, полученных при давлении ветра на переднюю сторону трибуны; опыты с давлением ветра на заднюю сторону трибуны будут приведены в одном из последующих номеров этого издания.

DÉTERMINATION EXPÉRIMENTALE DE LA DISTRIBUTION DE LA PRESSION DUE AU VENT SUR DES TOITURES DE TRIBUNES

(RÉSUMÉ)

On expose dans cet article les résultats des expériences effectuées sur une maquette de tribune couverte, dans le but de déterminer la pression due au vent sur le toit et la paroi verticale, ainsi que l'interprétation de ces résultats. On y présente aussi les tableaux des résultats permettant la détermination des forces et des moments appliqués à ce type de construction par suite de l'action du vent.

La Note ne comprend que les résultats des expériences effectuées lorsque le vent souffle sur la face antérieure de la tribune. Les expériences effectuées lorsque le vent souffle sur la paroi postérieure seront exposées dans un prochain numéro.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

METALURGIE

ALIAJE SINTERIZATE Ag-W PENTRU CONTACTE ELECTRICE

DE

PAUL PETRESCU
MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R. P. R.

şi GALIA DEMIANOVICI

Planul cincinal al R.P.R. a deschis ţării noastre grandioase perspective de desvoltare şi a pus în faţa industriei noastre problema fabricării în ţară a unei serii întregi de maşini, aparate şi piese de mare importanţă pentru desvoltarea industriei şi pentru electrificarea ţării, materiale care înainte se obţineau exclusiv din import.

Institutul de Fizică al Academiei R.P.R. a trecut în planul de activitate al Secţiei de Fizica Metalelor probleme relative la elaborarea unor aliaje sinterizate utilizate în industria electrotehnică al căror studiu a început astfel pentru prima dată în ţară în această secţie. In toate aceste lucrări s'a folosit documentarea sovietică de specialitate.

Un mare merit în crearea bazelor teoretice ale metalurgiei pulberilor le revine oamenilor de ştiinţă sovietici. Astfel I. I. Frenkel — Membru corespondent al Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S. — a pus bazele teoriei sinterizării. Academicianul P. I. Lukinski a descoperit o serie de fenomene de mare importanţă, fenomene care au loc în cazul sinterizării anumitor cristale. V. S. Rakovski a scris de asemenea în acest domeniu o serie de lucrări ştiinţifice cu caracter teoretic şi practic. Lucrările apărute în U.R.S.S. în anii de după război, lucrări datorite savanţilor Balşin, Olhov, Kriukov, arată nivelul înalt pe care l-a atins această ramură a tehnicii în U.R.S.S.

★

Prepararea aliajelor de W-Cu şi W-Ag nu se poate face prin topire directă, aceste metale amestecându-se în stare topită. Prin metode de sinterizare se pot obţine pseudo-aliaje de W-Cu şi W-Ag, aliaje în care W-ul asigură duritatea, rezistenţa la deformare la temperaturi ridicate, o mare rezistenţă la oxidare şi la coroziunea electrică, în timp ce metalul liant (Cu sau Ag) asigură ductilitatea şi o bună conductibilitate termică şi electrică. Practic aliajele W-Cu, W-Ag se comportă ca o soluţie solidă.

Argintul sau cuprul se adaugă în proporţie de 10—40%. Aceste contacte au densitatea de 13—17, au duritatea de 100—250 Brinell, şi conductibilitatea electrică de 30—50% din cea a cuprului.

Durata de funcţionare a contactelor de W-Cu, W-Ag este mult mai lungă decât cea a contactelor de Ag sau de Cu în condiţii similare. Un timp scurt ele pot funcţiona şi la temperaturi mai mari decât temperatura de fuziune a cuprului şi a argintului, deoarece forţele capilare împiedecă degajarea metalului topit şi-i scad tensiunea de vapori.

Contactele de bază de W mai prezintă avantajul că au o tendinţă foarte scăzută de a arunca scântei.

Valorile critice (în amperi) care duc la formarea arcelor electrice, în cazul wolframului sunt considerabil mai mari decât la celelalte metale.

Aceasta rezultă evident din tabloul Nr. 1.

Tabloul Nr. 1

Materialul	Tensiunea în V			
	25 V	50 V	110 V	220 V
Grafit	—	5	0,7	0,1
Cupru	—	1,3	0,9	0,5
Molibden.....	18	3	2	1,0
Nichel	—	1,2	1	0,7
Plumb	7,5	3	0,85	0,7
Argint	1,7	1	0,6	0,25
Wolfram	12,5	4	0,8	1,4

Cercetările efectuate de noi pentru obţinerea contactelor de W-Ag şi W-Cu au avut un caracter de laborator, urmând ca rezultatele obţinute să fie folosite în industria electrotehnică.

Vom expune aici pe scurt modul în care s'a desfăşurat studiul problemei şi rezultatele obţinute până în prezent.

1. *Prepararea pulberilor de Cu-Ag-W.* Prima problemă care a trebuit să fie soluţionată a fost obţinerea cantităţilor necesare de pulberi metalice care să corespundă prin caracteristicile lor fizice şi chimice nevoilor noastre (puritate chimică, fluiditate, dimensiuni cuprinse între 1—100 u).

Pulberile de Ag şi Cu s'au obţinut uşor, prin precipitarea lor dintr'o soluţie de sare de Ag sau de Cu cu ajutorul unui metal mai electronegativ. S'au folosit soluţii slabe acidulate de $AgNO_3$ sau $CuSO_4$ la 60°C cu agitare continuă pentru a împiedeca formarea cristalelor concrescute, mari. Ca metal mai electronegativ s'a întrebuinţat zincul electrolitic.

Pentru prepararea pulberii de W chimic pur, materialul utilizat a fost un aliaj de fero-wolfram cu un conţinut de 65—75%W, restul Fe şi având numeroase impurităţi: S, C, Cu, etc. Am întrebuinţat diverse procedee pentru extragerea wolframului. Vom descrie aici un singur procedeu şi anume acela care a dat rezultatele cele mai bune şi pe care îl folosim în prezent în mod curent.

Pulberea de fero-wolfram măcinată se amestecă întâi în proporţie de 1:3 cu Na_2CO_3 (sodă calcinată) şi amestecul este topit într'un vas de oţel

la flacără directă, la cca 900° C. Topitura se menţine la 900° timp de 30 de minute. Scopul topirii este obţinerea wolframaţilor de sodiu solubili. Cercetările noastre au arătat că topirea amestecului la flacără directă şi nu în cuptorul electric cu mufă, cum se făcea anterior, nu prezintă niciun desavantaj, scurtează timpul de lucru dela 5 ore la 45 de minute şi duce la o însemnată economie de curent electric.

Topitura după răcire este măcinată şi apoi se dizolvă cu HCl conc. la 80° cu agitare mecanică. In soluţia acidă are loc precipitarea acidului wolframic. După o serie de încercări am putut stabili că precipitarea acidului wolframic decurge aproape cantitativ dacă se adaugă 1 cm^3 H_2O_2 la 1 litru soluţie. Soluţia îşi schimbă instantaneu culoarea, din albastră devenind galbenă, culoare corespunzătoare acidului WO_3, forma de oxidare superioară a wolframului.

In toată masa are loc precipitarea acidului wolframic (WO_3 hidratat) care în timp de câteva ore (2—4) se depune pe fundul vasului. Filtrarea se face la vid; soluţia trece absolut limpede şi conţine numai urme de W. După calculele făcute randamentul de extragere al W-ului din feroaliaj în condiţiile descrise, trece de 90%. WO_3 hidratat obţinut este spălat până în momentul în care în apa de spălare nu mai există urme de Fe^{+++} (proba cu KSCN) şi ioni de Cl^- (proba cu $AgNO_3$). Acidul wolframic pur se calcinează la 300° timp de două ore pentru a pierde apa de hidratare. Reducerea WO_3 la W metalic se face într'un mediu reductor — cu cărbune sau hidrogen. Deoarece este nevoie de un material pur, am renunţat la reducerea cu C, care poate duce la formarea carburii de wolfram.

Reducerea la W metalic se poate efectua la o temperatură de cel puţin 700°C şi decurge conform reacţiei reversibile

$$WO_3 + 3H_2 \rightleftarrows W + 3H_2O.$$

In timpul procesului de reducere, wolframul trece printr'o serie întreagă de forme de oxidare, dela cele superioare spre cele inferioare. In cazul unei reduceri incomplete se poate recunoaşte uşor forma sub care se găseşte wolframul după culoarea caracteristică a oxidului.

Fazele reducerii WO_3 la W metalic se pot urmări din tabloul Nr. 2.

Tabloul Nr. 2

Temperatura °C	Culoarea	Compoziţia
400	verde-albastru	$WO_3+W_4O_{11}$
500	albastru	$WO_3+W_4O_{11}$
550	violet	W_4O_{11}
575	roşu-brun	$W_4O_{11}+WO_2$
600	brun-închis	WO_2
650	negru-brun	WO_2+W
700	negru-cenuşiu	W
800	cenuşiu	W
900	cenuşiu metalic	W
1000	grăunţos, metalic lucios	W

Gradul de fineţe al pulberii de W obţinute depinde de temperatura de lucru, de conţinutul de vapori de apă în hidrogen şi de debitul curentului de hidrogen.

Deoarece lucrând la temperaturi de reducere mai ridicate se obţine o pulbere mai grosolană, noi am lucrat iniţial la 700—750°C. S'a obţinut o pulbere cu dimensiunile 1—5 μ; piesele obţinute prin presarea acestei pulberi nu aveau însă suficientă rezistenţă mecanică, fiind sfărâmicioase şi necesitând o sinterizare mai îndelungată. Modificând temperatura de lucru (900—950°) am obţinut pulberi mai mari (40—60 μ) cu luciu metalic, care se presau în condiţii mai bune.

Reducerea acidului wolframic s'a efectuat într'o instalaţie construită de noi. Acidul wolframic se pune în nacele de porţelan plate, cu suprafaţă mare, care se introduc într'o cutie din oţel inoxidabil care se închide apoi ermetic. Cutia este prevăzută cu o ţeavă de intrare şi una de ieşire a hidrogenului. Cutia se introduce într'un cuptor electric cu mufă, a cărui temperatură o ridicăm treptat până la cea de lucru. Hidrogenul care pătrunde în cutie este în prealabil purificat. In scopul acesta hidrogenul se trece printr'un tub cu şpan de cupru înroşit la 800°, pentru a reţine urmele de oxigen, printr'un vas de uscare cu $CaCl_2$, prin şpan de magneziu la 600°, printr'un al doilea vas de uscare cu H_2SO_4, de unde trece apoi în cuptor. La ieşirea din cuptor se aşează un vas colector pentru apa chimic formată în cuptor, iar hidrogenul se aprinde pentru ca să avem evidenţa că există un mic exces de hidrogen în cutia de reducere. Pulberea obţinută în felul acesta este chimic pură.

2. *Analiza granulometrică.* Dimensiunea pulberilor este una din caracteristicile cele mai importante ale pulberilor metalice. Pentru a se obţine o structură compactă pulberile trebue să aibă dimensiunile variate, spaţiile goale ale scheletului format din pulberile cu dimensiuni mai mari fiind umplute cu pulberi mici. Sortarea pulberilor s'a făcut pe site, cea mai fină fiind de 10.000 de ochiuri/cm^2. Pulberile obţinute studiate la microscop au avut dimensiunile cuprinse între 5—60 μ, pulberile de 40—60 μ fiind în proporţie de cca 60 μ, restul fiind pulberi mai fine.

3. *Dozare.* Cercetările s'au efectuat asupra amestecurilor de W-Cu, W-Ag în care conţinutul de W era cuprins între 25—90% din greutate, restul fiind Cu sau Ag.

4. *Omogeneizarea amestecului de pulberi* trebue efectuată foarte bine, calităţile pieselor variind puternic cu gradul de omogeneitate al materialului. Industrial omogeneizarea se face în aparate speciale, de tipul tamburelor rotative, agitatoare cu palete etc. Cercetarea noastră fiind în faza de laborator, omogeneizarea s'a făcut într'o moară electrică de laborator.

5. *Presarea.* Presarea pulberilor pentru contacte s'a făcut în matriţe construite special, din oţel cu nichel, calculate în aşa fel încât să reziste la presiuni de peste 20 t/cm^2.

Toate presările s'au efectuat în presa hidraulică. Cantitatea de pulbere metalică (în greutate) care trebue introdusă în matriţă s'a calculat după formula:

$$Q = V \cdot \gamma \cdot \left(1 - \frac{\pi}{100}\right) K_1 K_2$$

în care

Q = cantitatea de pulbere necesară (g)
V = volumul piesei după presare (cm^3)
γ = greutatea specifică a materialului metalic compact (g/cm^3)
π = porozitatea admisibilă a piesei presate (%)
K_1 = coeficient care reprezintă pierderea de pulbere prin presare $\approx 1{,}006$
K_2 = coeficientul care reprezintă pierderea de greutate prin sinterizare, datorită arderii lubrefiantului şi a liantului organic; variază între limite 1,01 ... 1,05.

Pentru cazul nostru, când am presat un amestec de două pulberi metalice se modifică termenul, care pentru cazul a două sau mai multe pulberi se calculează după regula adivităţii:

$$\frac{100\gamma_1\gamma_2\gamma_3 \cdots \gamma_n}{p_1\gamma_2\gamma_3 \cdots \gamma_n + p_2\gamma_1\gamma_2 \cdots \gamma_n + \cdots + p_n\gamma_1\gamma_2\gamma_3 + \gamma_n^{-1}}$$

în care

$\gamma_1\gamma_2 \cdots \gamma_n$ = greutăţile specifice ale componentelor (g/cm^3) $p_1p_2 \cdots p_n$ = conţinutul fiecărei componente în amestec (% greutate).

Porozitatea piesei presate, exprimată în %, se calculează prin formula

$\pi = 100 - \gamma_0$

γ_0 fiind densitatea relativă, în %, exprimată prin relaţia $\gamma_0 = \frac{0.100}{V.\gamma}$

în care Q_1V = greutatea (g) şi volumul (cm^3) piesei
γ = greutatea specifică reală a componenţei (componenţilor) g/cm^3.

Presiunea de lucru a variat între 2—16 t/cm^2. Cu cât se lucrează la presiuni mai mari, cu atât materialul obţinut este mai compact însă şi mai fragil şi prezintă greutăţi la scoaterea din matriţă, având o tendinţă accentuată de fisurare. De asemenea pe măsură ce creşte procentul de W din amestec piesele devin mai fragile după presare (când procentul de W trece la 60% presiunea maximă la care am putut lucra fără ca piesa să se fisureze este de 8 t/cm^2). Operaţiunea care trebue efectuată cu cea mai mare atenţie este scoaterea piesei din matriţă. Piesele obţinute după presare au aspect metalic, o rezistenţă mecanică considerabilă şi o porozitate variabilă în funcţie de presiune şi compoziţie între 15—40%.

6. *Sinterizarea.* Sinterizarea pulberilor prin contacte constitue faza cea mai complexă din întregul proces tehnologic al fabricării contactelor. Sinterizarea se face la o temperatură cu 50—100°C mai joasă decât punctul de topire al materialului mai fuzibil. Pentru contacte Ag-W am lucrat la 900°C, pentru cele de Cu-W la 1000°C. Fenomenele cele mai importante care au loc în cazul oricărei sinterizări sunt următoarele:

1. creşterea mobilităţii atomilor, datorită ridicării temperaturii;
2. creşterea suprafeţelor de contact dintre particule;
3. amortizarea tensiunilor reziduale datorite presării;
4. recristalizarea;
5. modificarea proprietăţilor mecanice;
6. deplasări de particule.

Toate aceste fenomene duc la compactizarea structurii pieselor sinterizate. Sinterizările s'au efectuat în atmosferă de hidrogen pur, în instalaţia care a

fost descrisă la reducere. Durata sinterizării este de trei ore; încălzirea şi răcirea cutiei de sinterizare se face de asemenea în hidrogen. O operaţie durează 8—10 ore. Durata de trei ore a fost determinată experimental. S'a văzut că menţinerea contactelor la temperatura de sinterizare de peste trei ore nu are practic nicio influenţă asupra structurii acestora. După sinterizare contactele s'au supus următoarelor probe de control:

1. studiul metalografic la microscop, după o prealabilă şlefuire şi polizare;
2. determinarea durităţii Brinell;
3. determinarea greutăţii specifice (prin metoda picnometrică);
4. determinarea variaţiei de volum.

Din tabloul Nr. 3 rezultă caracteristicile fizice şi mecanice ale unei serii de contacte W-Ag şi W-Cu presate şi sinterizate, în cursul cercetărilor efectuate în laboratorul secţiei.

Tabloul Nr. 3

Nr. crt.	Compoziţia	Presiunea t/cm²	Temperatura şi durata sinterizării	Duritatea Brinell	Greutatea specifică
1	25% W — 75% Ag	6	900/2 ore	62,2	9,5
2	50% W — 50% Ag	6	900/2 »	65	9,73
3	60% W — 40% Ag	6	900/2 »	67	10,35
4	70% W — 30% Ag	6	900/2 »	75	10,39
5	75% W — 25% Ag	6	900/2 »	95,107	10,41
6	80% W — 20% Ag	6	900/2 »	102	11,41
7	25% W — 75% Cu	6	1000/2 »	70,6	9
8	50% W — 50% Cu	6	1000 2 »	73	9,7
9	75% W — 25% Cu	6	1000/2 »	93	10

In ceea ce priveşte variaţia de volum care are loc în cazul sinterizării pieselor de W-Ag şi W-Cu, aceasta fiind o caracteristică care se supune legii adivităţii, poate fi determinată cu ajutorul formulei

$V = V_1 + V_2$

V = volumul pieselor sinterizate

$V_1 V_2$ = volumele componentelor după sinterizare.

Volumul relativ al amestecului sinterizat se determină cu ajutorul formulei

$$\beta = \frac{\beta_1 + \beta_2}{n_1 + n_2}$$

în care

β = volumul relativ al amestecului

$\beta_1 + \beta_2$ = volumul componentelor

$n_1 + n_2$ = cantităţile componentelor în % greutate.

Tasarea (respectiv creşterea) volumetrică a piesei sinterizate variază după formula

$$\frac{100\,\Delta V}{V} = \frac{n_1}{n_1 + n_2} \cdot \frac{100\,\Delta V_1}{V_1} + \frac{n_2}{n_1 + n_2} \cdot \frac{100\,\Delta V_2}{V_2}$$

termenul $\frac{100\,\Delta V}{V}$ fiind variaţia procentuală a dimensiunilor amestecului după sinterizare.

Variaţia volumetrică în cazul contactelor obţinute care sunt de dimensiuni mici — diametrul 5 mm — este practic neglijabilă. Trebue însă menţionat că măsurătorile au arătat o foarte mică creştere de volum în sens longitudinal (pe direcţia în care s'a efectuat presarea) de care va trebui să se ţină seama în cazul presării unor piese mai mari.

Variaţia durităţii H_B şi a greutăţii specifice cu conţinutul procentual de wolfram sunt date în figurile 1 şi 2.

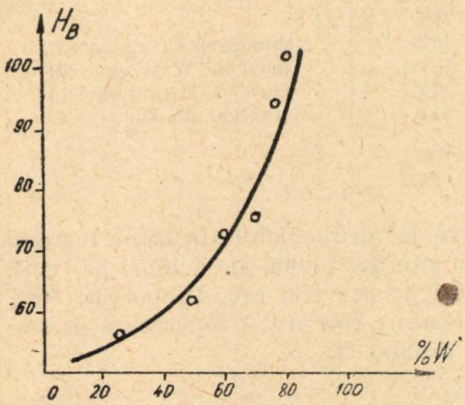


Fig. 1

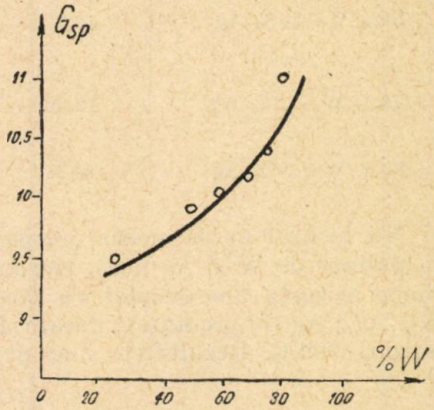


Fig. 2

7. *Represarea şi resinterizarea.* Deoarece rezultatele erau numai parţial satisfăcătoare, am supus diferitele tipuri de contacte represării şi resinterizării. Contactele s'au represat în aceeaşi matriţă în care au fost presate şi pulberile. Prin represare chiar la presiuni mult mai mari decât cele obişnuite de lucru (s'a încercat până la peste 20 t/cm²), contactele nu se mai fisurează. După represare caracteristicile fizice ale pieselor sunt puternic modificate. Duritatea creşte uneori până la valori aproape duble, de asemenea creşte considerabil şi greutatea specifică.

Resinterizarea pieselor represate s'a făcut în aceleaşi condiţii ca şi sinterizarea: durata optimă 3—4 ore, temperatura 900°C pentru W-Ag, 1000°C pentru W-Cu. După represare se constată o uşoară scădere a durităţii, fenomen care era de aşteptat, prin tratament termic producându-se uniformizarea structurii cristaline, care duce întotdeauna la o scădere a durităţii. Greutatea specifică a contactelor creşte.

Tabloul Nr. 4

Compoziţia contactelor	Pres. în t/cm²	Duritatea Brinell H_B	Greutatea specifică	Pres. şi repres. t/cm²	Duritatea după represare H_B	Greutatea specifică
60 %W—40 % Ag	6	72	10	8	87,5	12,8
70 %W—30 % Ag	6	75	10,1	8	95,3	13
80 %W—20 % Ag	6	102	11	8	103	13,4

Din tabloul Nr. 4 rezultă caracteristicile contactelor după represare şi sinterizare.

Prin omogenizare în moara cu bile, în aer, timp de patru ore pentru probe presate la 6 t/cm², se obţin datele din tabloul Nr. 5.

Tabloul Nr. 5

Compoziţia	Greutatea specifică	Duritatea Brinell	Aspect metalografic
70% W—30% Ag	12,2	62,2 104 112	Neomogene cu aglomerări mari de W şi zone întinse de Ag cu mici incluziuni de W
75% W—25% Ag	12,26	75,7 111	
80% W—20% Ag	12,71	127 95,5	

S'a utilizat de asemenea omogeneizarea în mediu lichid (benzen), lucrând cu pulbere de W şi Ag pură, trecută prin site de 10.000 de ochiuri pe cm². Omogeneizarea amestecului s'a făcut timp de cca trei ore. Proporţia: 80% W—20% Ag (în greutate); durata de sinterizare trei ore; temperatura de sinterizare 900°C. Rezultatele sunt date în tabloul Nr. 6.

Tabloul Nr. 6

Presiunea t/cm²	Duritatea H_B	Greutatea specifică	Structura (microfotografie)
8	95,5 95,5	14,73 14,9	F. omogenă, W repartizat uniform în grafit
15	111 117	15,36 15,44	Idem
20	127 140	15,81 15,93	Idem

Rezultatele de mai sus corespund prescripţiilor indicate în literatură. Pe curba indicată în literatură, greutate specifică — compoziţie punctele obţinute de noi se suprapun. Valori ceva mai mici decât cele indicate le avem la duritatea Brinell.

Contactele obţinute se lamineză cu uşurinţă, în special, la cald, putând fi prelucrate pentru a se obţine piese de orice formă.

In ceea ce priveşte studiul caracteristicilor electrotehnice ale contactelor obţinute, acestea fiind supuse la încercări practice pe un ruptor Delco au dat rezultate bune.

Contactele W-Ag şi W-Cu din micrografiile alăturate au structura identică cu cele ale căror microfotografii le-am găsit în literatură.

Microfotografiile pulberilor folosite sunt reproduse în figurile 3 şi 4.

In figura 3 (mărime: ×600 aliaj cu 50% W redus la 750°C) s'a obţinut o granulaţie neuniformă a wolframului şi aglomerări datorite duratei insuficiente de omogeneizare a amestecului de pulberi.

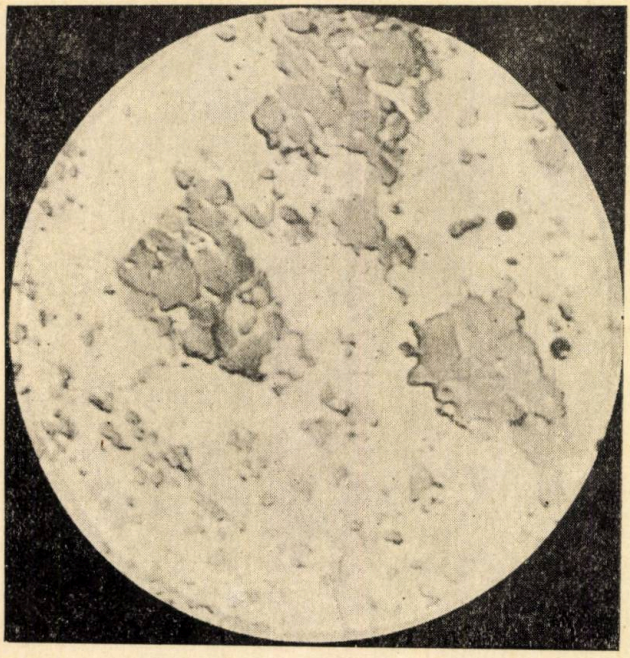


Fig. 3

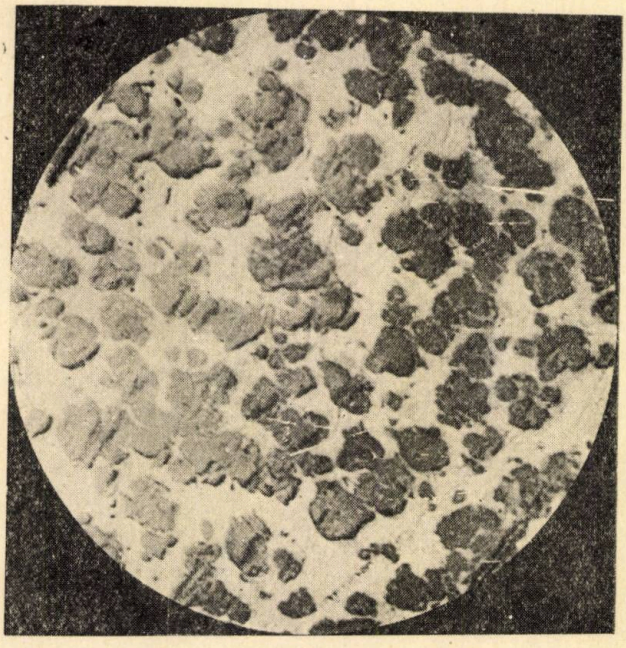
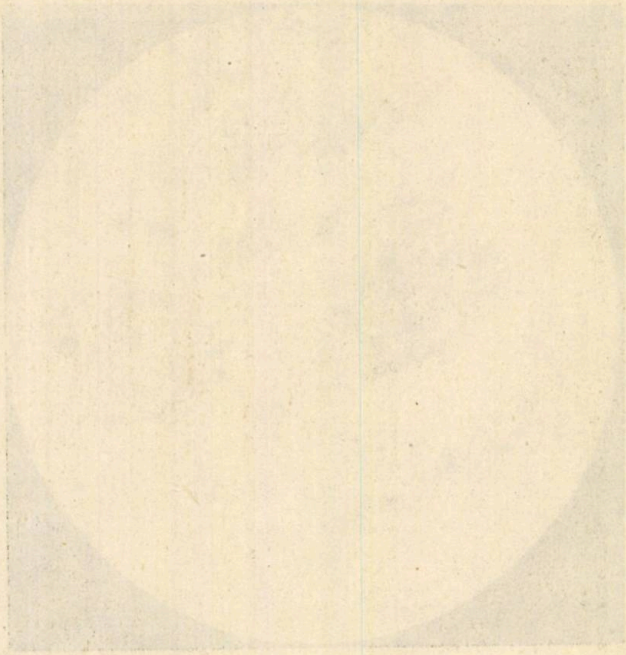
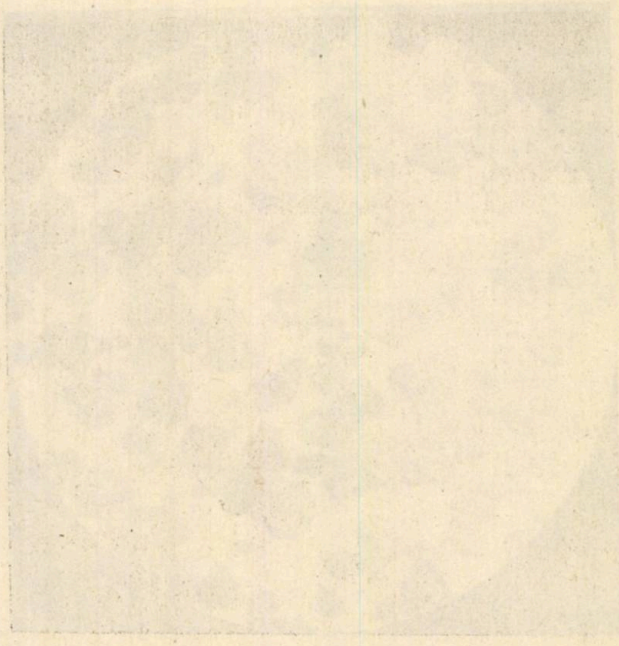


Fig. 4





In figura 4 se vede microfotografia (mărită de 600 ori) a unui aliaj cu 70% wolfram redus la 900° la care granulaţia este uniformă şi care a fost folosit la presarea contactelor.

СПЕЧЕННЫЕ СПЛАВЫ ИЗ Ag-W ДЛЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ КОНТАКТОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей статье речь идет о работах, произведенных Институтом физики для установления условий выработки этих псевдоплавок с помощью спекания. Эта выработка не может быть произведена обыкновенным способом плавки, так как данные металлы не смешиваются между собой. Приводится целый ряд определений физических постоянных этих материалов в соответствии с различными фазами технологического процесса, а также металлографические микрофотографии, с указаниями на их различные недостатки и на способы их устранения.

Эти сплавы необходимы нашей электротехнической промышленности для изготовления контактов, применяемых для прерывания токов большой силы, и в настоящей статье авторы задались целью способствовать выяснению научных основ их производства.

ALLIAGES SYNTHÉRISÉS Ag - W POUR CONTACTS ÉLECTRIQUES

(RÉSUMÉ)

Cet article traite des travaux exécutés à l'Institut de Physique afin d'établir les conditions d'élaboration de ces pseudo-alliages par synthérisation. On ne peut effectuer cette élaboration par la voie de fonte habituelle, étant donné que les métaux respectifs sont non miscibles. On présente également une série de déterminations des constantes physiques de ces matériels, déterminations correspondant aux différentes phases du processus technologique, des microphotographies métallographiques, différents défauts, ainsi que la manière de les éviter.

Ces alliages sont indispensables à notre industrie électrotechnique pour la fabrication des contacts nécessaires pour interrompre les courants de forte intensité; cet article a pour but de contribuer à préciser les bases scientifiques de cette fabrication.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

METALURGIE

TURNAREA ÎN COCHILĂ A FONTEI CU GRAFIT NODULAR

DE

D. RAŞEEV, A. POP şi C. MARINESCU

Din cercetarea literaturii pe care au avut-o la dispoziţie autorii, ei nu au găsit decât unele indicaţii generale în ce priveşte turnarea fontei cu grafit nodular în cochile.

Această problemă prezintă interes în vederea extinderii posibilităţilor de turnare a diferitelor piese, în vederea micşorării adausurilor de prelucrare, măririi compacităţii pieselor turnate şi scăderii preţului de cost, mai ales în cazul turnării în serie.

Prin această lucrare s'a urmărit lărgirea metodelor tehnologice ce pot fi aplicate în cazul turnării fontei cu grafit nodular, prin utilizarea turnării în cochilă a acesteia, stabilindu-se pentru acest sistem de turnare structurile ce se obţin pentru diferite grosimi de perete a pieselor (adâncimea stratului alb şi pestriţ) cum şi rezultatele ce se obţin în urma tratamentului termic de recoacere dela diferite temperaturi şi cu diferite durate de menţinere.

Condiţiile în care s'a executat prezentul studiu n'au permis efectuarea unui număr mai mare de încercări speciale. Aplicaţiile în producţie au confirmat însă concluziile trase.

★

Fonta lichidă a fost tratată, folosindu-se dispozitivul cu « clopot » cu 0,8—1,1% deşeuri de Mg 90% şi 0,7—0,8% ferosiliciu de 75%.

Incercările preliminare de turnare a fontei cu grafit nodular în cochilă, au arătat că în vecinătatea cochilei structura masei metalice corespunde fontei albe (cementită primară + ledeburită), adâncimea acestui strat variind, în funcţie de grosimea peretelui piesei şi a cochilei. In structura respectivă se află întotdeauna prezente nodule de grafit (fig. 1). Spre interiorul piesei, cantitatea de cementită scade, iar dacă piesa este suficient de groasă, interiorul piesei prezintă o structură perlitică, perlitoferitică sau feritică, adică structura pe care o au aceste fonte în cazul turnării lor în amestec de formare.

In stratul alb, din vecinătatea peretelui cochilei, formaţiile de grafit nodular au dimensiuni mai mici spre exterior şi mai mari spre interiorul piesei. De cele mai multe ori ele sunt înconjurate de perlită provenită din austenită, lăţimea stratului de perlită fiind mai mare spre interiorul piesei şi foarte mic în vecină-

tatea peretelui cochilei. Totuşi în apropierea peretelui cochilei, formaţiunile de grafit sunt rar neînconjurate de perlită (fig. 1).

Această structură a probelor turnate în cochilă se poate explica prin formarea grafitului nodular în faza lichidă, creşterea lui făcându-se în urma unui proces de grafitizare, « fără contact », prin intermediul austenitei [1], [2], [3].

Formarea grafitului în faza lichidă este pusă în evidenţă şi prin aglomerarea nodulelor de grafit în partea superioară a piesei (fig. 4).

Intr'adevăr, cu cât vitesa de răcire va fi mai mică, cu atât dimensiunea nodulei de grafit şi grosimea stratului de austenită ce se depune din faza lichidă în jurul nodulei [1] va fi mai mare; totodată, în acest caz, după solidificarea probei are loc într'o măsură mai mare şi procesul de grafitizare. Datorită acestor cauze apare diferenţierea de structură arătată mai sus în stratul alb, între porţiunile din vecinătatea cochilei şi porţiunile aflate la distanţe ceva mai mari de aceasta.

Descompunerea cementitei primare se poate face prin recoacerea fontei la temperaturi superioare intervalului de transformare A_1. In funcţie de temperatura şi durata de menţinere se obţine o descompunere mai mult sau mai puţin completă a cementitei primare (fig. 2, fig. 3 şi fig. 4).

Prin modificarea viteselor de răcire dela temperaturi superioare intervalului de transformare A_1 se poate obţine o structură feritică (fig. 2, fig. 3 şi fig 4) a masei metalice (vitese de răcire mici) sau pe lângă ferită, procente din ce în ce mai mari (fig. 5 şi fig. 6) de perlită (vitese de răcire mai mari). In cazul viteselor mici de răcire în intervalul transformării A_1 şi la temperaturi imediat inferioare acestui interval, când se obţine un procent mic de perlită în structură, cementita acestei perlite are de obicei forma globulară.

In consecinţă, cum era şi de aşteptat, în urma tratamentului de recoacere în vederea descompunerii cementitei din stratul exterior, prin modificarea viteselor de răcire dela temperatura corespunzătoare se pot obţine structuri identice cu acelea ale fontelor cu grafit nodular cu structură cenuşie, turnate în amestec de formare [4], [5], [6].

Aplicarea tratamentului termic de recoacere la temperaturi superioare lui A_1, în vederea descompunerii cementitei libere din stratul alb ce se formează în apropierea pereţilor cochilei, urmat de răcire cu vitese diferite (în cuptor, în aer, etc.), deci călire sau normalizare, combinate cu reveniri la diferite temperaturi, permiţând obţinerea unei structuri dorite a masei metalice, permite să se obţină în piesa turnată în cochilă, tratată termic, cuplul dorit de rezistenţă şi alungire [5].

In acest mod se pot obţine piese de fontă cu grafit nodular turnate în cochilă, cu proprietăţile mecanice cerute de constructor.

★

In scopul stabilirii modificărilor de structură, pentru diferite grosimi de perete, în cazul pieselor din fontă cu grafit nodular turnate în cochilă, cum şi pentru a stabili temperatura şi durata recoacerii, în vederea descompunerii cementitei din stratul alb din vecinătatea peretelui cochilei, ca şi modificarea caracteristicelor mecanice, s'au făcut încercări, atât cu o fontă cu compoziţie obişnuită, cât şi cu fonte cu conţinut ridicat în mangan sau cu fonte aliate cu crom. (In primul caz, pentru a vedea dacă pot fi folosite fontele cu mangan, iar în al doilea caz pentru a vedea în ce măsură se măreşte durata tratamentului de descompunere a cementitei primare).

Fig. 1. — Microstructura fontei cu grafit nodular turnat în cochilă. Atac 2 % nital × 200.

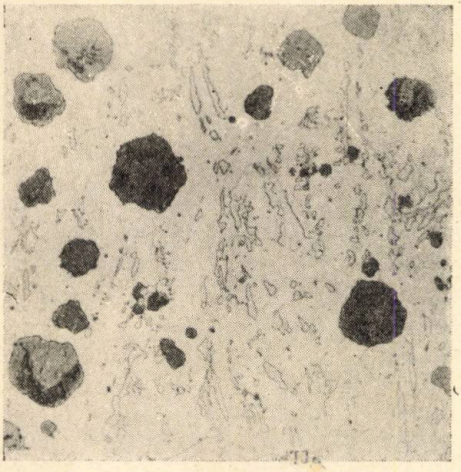


Fig. 2. — Descompunerea incompletă a cementitei din stratul alb al fontei tratată cu magneziu, turnată în cochilă și recoaptă. Răcire în cuptor. Atac 2 % nital × 200.

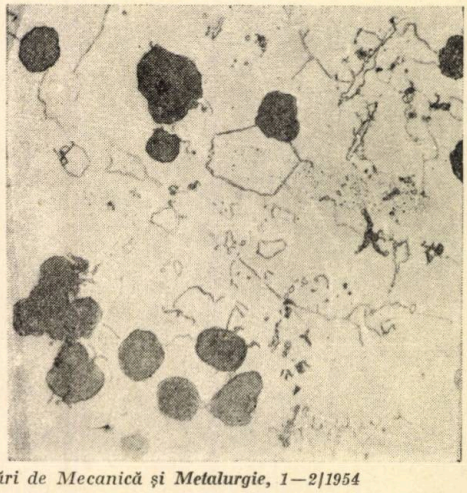


Fig. 3. — Descompunerea aproape completă a cementitei din stratul alb al fontei tratată cu magneziu, turnată în cochilă și recoaptă. Răcire lentă în cuptor. Atac 2 % nital × 200.

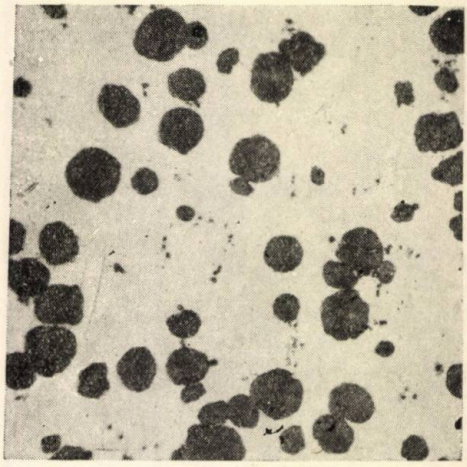


Fig. 4. — **Descompunerea completă a cementitei din stratul alb al fontei tratată cu magneziu turnată în cochilă şi recoaptă.** Răcire lentă, în trepte, în cuptor. Partea superioară a probei. **Atac 2% nital** × 200.

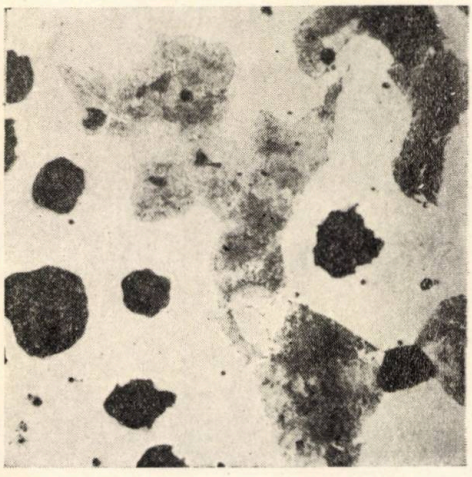


Fig. 5. — Descompunerea completă a cementitei din stratul alb al fontei tratată cu magneziu, turnată în cochilă şi recoaptă. Vitesa de răcire accelerată (la aer). Atac 2% nital × 200.

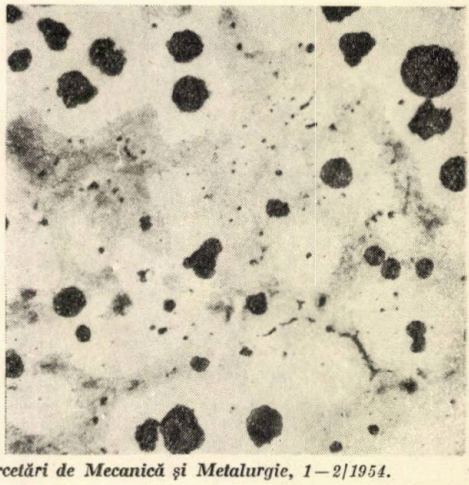


Fig. 6. — Descompunerea completă a cementitei din stratul alb al fontei tratate cu magneziu turnată în cochilă şi recoaptă. Vitesa de răcire, accelerată (la aer). Atac 2 % nital × 200.

Fonta lichidă a fost elaborată şi tratată în condiţiile arătate mai sus, compoziţia chimică a probelor fiind dată în tabloul Nr. 1. Alierea cu mangan sau cu crom s'a făcut prin adăugarea feroaliajelor respective în cuptor, cu cel puţin

Tabloul Nr. 1

Compoziţia chimică a probelor de fontă cu grafit nodular turnată în cochilă

Nr. probei	Compoziţia chimică						
	C	Si	Mn	Cr	S	P	Mg
N	3,02	2,75	0,86	—	urme	0,107	0,09
M	3,02	2,80	1,21	—	»	0,065	0,09
C 351	3,20	2,63	0,56	0,65	»	0,080	0,06
N 358	3,12	2,95	0,58	—	»	0,084	0,09

20 de minute înainte de turnare, pentru a exclude eventualul efect de modificare şi s'a rotit continuu cuptorul, pentru a asigura uniformitatea compoziţiei şarjei.

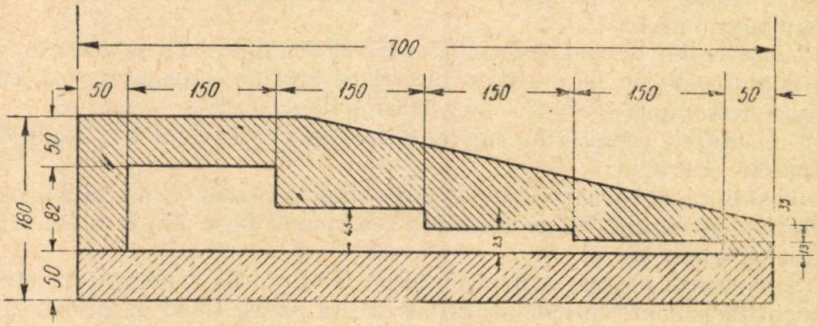


Fig. 7. — Forma cochilei pentru turnarea probelor în trepte. Inălţimea 125 mm. Inălţimea maselotei (în amestec de formare) = 125 mm.

Probele s'au turnat în cochilă cu secţiuni în trepte (fig. 7), permiţându-se în acest fel turnarea simultană şi în aceleaşi condiţii a unor probe cu pereţi de diferite grosimi.

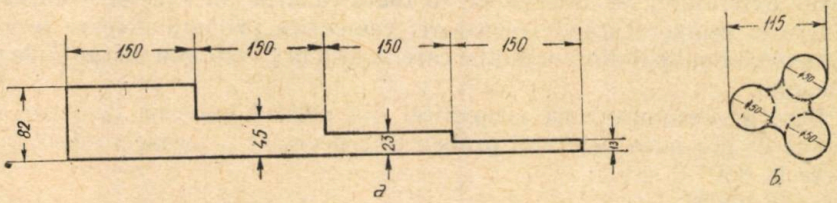


Fig. 8. — Forma probelor în trepte turnate în amestec de formare. Inălţimea penei *a* 125 mm cu maselotă de 125 mm. Inălţimea treflei *b*, 300 mm cu maselota de 125 mm.

Pentru comparaţie, s'au turnat simultan, în amestec de formare probe în formă de treflă şi probe de formă similară (fig. 8) cu cea a probelor turnate în cochilă. S'au făcut de asemenea cercetări de epruvete tăiate din piese turnate din aceleaşi şarje.

Tratamentele de recoacere s'au executat pe epruvetele tăiate din probele de mai sus.

I. ÎNCERCĂRI DE PROBE DIN ŞARJA N ŞI N 358

A. MICROSTRUCTURA

Microstructura stratului exterior, în apropierea peretelui cochilei, este similară cu microstructura din figura 1.

Microstructurile obţinute pentru diferitele grosimi de perete ale probei turnate în cochilă şi la diferite distanţe de marginea piesei, precum şi microstructurile obţinute în urma tratamentului de recoacere, făcut în scopul descompunerii cementitei libere, sunt date în tabloul Nr. 2, şi în figurile 9, 10 şi 11.

Diferenţele dintre microstructurile masei metalice din micrografiile de mai din sus, provin mai ales din cauza vitezelor de răcire, care n'au fost riguros aceleaşi la diferitele probe.

In cazul probei din figura 11, unde descompunerea cementitei este practic completă, viteza de răcire potrivită a scos în evidenţă un stadiu interesant de descompunere a perlitei.

In micrografiile de mai sus, mai ales în cea din figura 11, se observă în jurul formaţiunilor primare de grafit, depuneri de grafit suplimentar, provenit din cementita descompusă în fază solidă, în timpul recoacerii.

Din rezultatele cercetărilor micrografice, date în tabloul Nr. 2 se pot trage următoarele concluzii:

1. Ca şi în cazul turnării fontei cenuşii cu grafit lamelar în cochilă, grosimea stratului cu structura masei metalice corespunzătoare fontei albe, scade cu creşterea grosimii piesei.

2. Se constată obţinerea unei fonte cu tendinţa de a prezenta o structură cu cementită primară şi ledeburită (structură albă). Chiar la grosimea de 82 mm, a peretelui probei turnate, grosimea crustei albe este de 10 mm. In crusta albă se observă o orientare primară transcristalină. Acele primare de cementită, din această porţiune, se orientează perpendicular pe suprafaţa peretelui cochilei. Această structură rămâne vizibilă şi după recoacere când recoacerea nu asigură o descompunere completă a structurii primare (fig. 9).

3. In cazul recoacerii, cementita primară se descompune mai repede în straturile exterioare. Se observă că, în toate cazurile, cu creşterea duratei de menţinere la temperatura de recoacere, cementita primară dispare întâi din stratul exterior şi apoi din porţiunile care se află la 8—10 mm distanţă de peretele cochilei.

4. Pentru descompunerea cementitei din stratul exterior de fontă albă, indiferent de grosimea peretelui probei, este necesară o recoacere de:

4 ore la 850° C sau

2 ore la 900°C.

O cercetare mai atentă a microstructurilor probelor recoapte după acest regim (fig. 11 şi 17) dovedeşte, însă, că în structură mai rămân urme de carburi nedescompuse, precum şi neuniformităţi (dungi, fig. 17), ultimele ca urmare a faptului că compoziţia austenitei n'a avut timp să se uniformizeze în diferitele porţiuni ale piesei; de asemenea, comportarea pieselor folosite ca piese de antifricţiune, executate prin turnare în cochilă, urmată de recoacere timp de 2—4 ore la 900°C, a dovedit că se produc, după un număr de ore de exploatare,

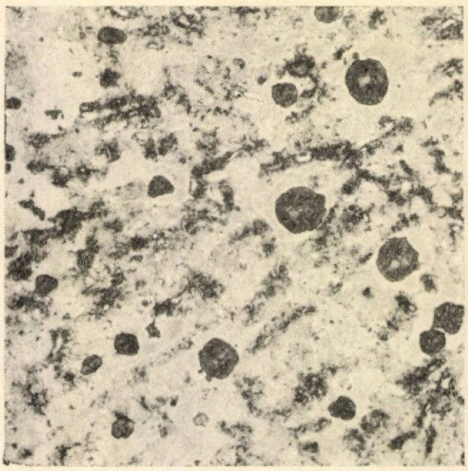


Fig. 9. — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja N, turnată, în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui cochilei), recoaptă o oră la 850°C. Atac 2 % nital × 200.

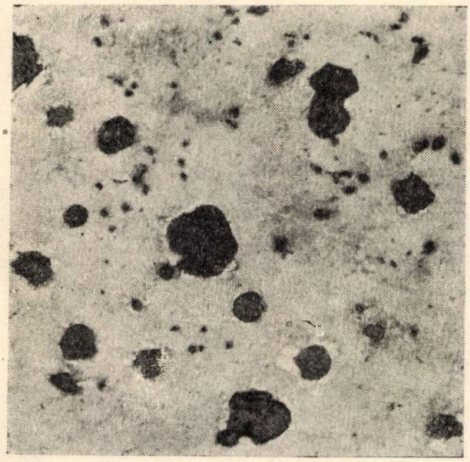


Fig. 10. — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja N, turnată în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui cochilei), recoaptă două ore la 850°C. Atac 2 % nital × 200.

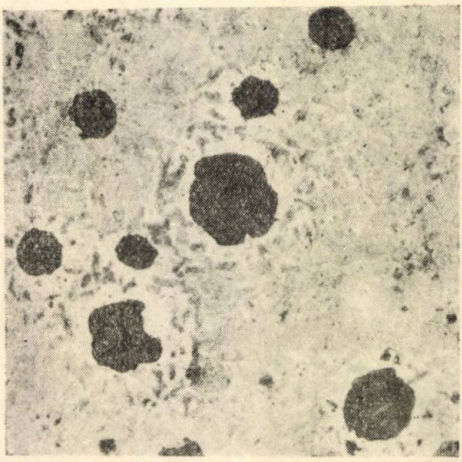


Fig. 11. — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja N, turnată în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui cochilei), recoaptă cinci ore la 850°C. Atac 2 % nital × 200.

uzuri şi gripări ale pieselor conjugate (piesă de fontă cu grafit nodular şi piesă de oţel tratată la $H_{RC} = 64$). Cercetarea microstructurii piesei fabricate în acest fel a dovedit că în structură au rămas carburi nedescompuse. Aceste carburi se descompun greu; o structură complet lipsită de astfel de carburi obţinându-se după o recoacere de cca 5—6 ore la 900°C sau de 3,5—4 ore la 950°C.

Tabloul Nr. 2

Structura masei metalice de bază (grafit nodular întotdeauna prezent)

Gros. peretelui mm	Locul din secţiune	Din turnare	Recopt 850°C 1 oră	Recopt 850°C 2 ore	Recopt 850°C 4 ore	Recopt 900°C 30 min.	Recopt 900°C 1 oră	Recopt 900°C 2 ore
13	margine	50—60% (CI+L)	până la 2 mm lipsă CI	până la 4 mm lipsă CI	lipsă CI	până la 2 mm lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI
	miez	30—40% (CI+L)	15% CI	7—8%CI	lipsă CI	10% CI	urme CI	lipsă CI
23	margine	50% (CI+L)	până la 2 mm lipsă CI	până la 4 mm lipsă CI	lipsă CI	până la 2 mm lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI
	miez	20% (CI+L)	10—15% CI	8—10% CI	lipsă CI	10% CI	2—3% CI	1% CI
45	margine	50% (CI+L)	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI
	la 15 mm	5% (CI+L)	5—8% CI	urme CI	lipsă CI	urme CI	urme CI	lipsă CI
	la 12 mm	urme CI						
	miez	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI
82	margine	50% (CI+L)	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI
	la 5 mm	20% (CI+L)	5—8% CI	urme CI	lipsă CI	urme CI	urme CI	lipsă CI
	la 12 mm	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI
	miez	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI	lipsă CI

Notaţie: CI = Cementită I L = Ledeburita.

Comparând aceste rezultate cu curbele de descompunere numai a cementitei eutectice determinate de A. V. Nazarov, T. G. Demidova şi M. N. Kuniavsky [6] rezultă că: pentru cazul studiat în această lucrare, a descompunerii cementitei primare şi a cementitei din eutectic, din stratul de fontă albă, în cazul turnării în cochilă a fontei cu grafit nodular, procesul are loc cu o vitesă mai mare, până atinge un grad de descompunere de 85—95% a cementitei totale, ca în cazul studiat de cercetătorii sovietici [6], devenind însă după aceea mult mai inert; în schimb, pentru a descompune urmele de carburi, este necesar un timp mai îndelungat, faţă de cel prevăzut de cercetătorii sovietici.

Rezultate similare s'au obţinut şi pentru şarja N 358.

B. CARACTERISTICE MECANICE

Pentru a se cerceta calităţile mecanice s'au determinat separat caracteristicile mecanice ale probelor turnate în cochilă şi recoapte, precum şi a probelor turnate în amestec de formare. Rezultatele obţinute pentru şarja N sunt redate în tabloul Nr. 3 şi în figura 12, iar pentru şarja N 358 în tabloul Nr. 4 şi în figurile 13 şi 14.

Tabloul Nr. 3

Caracteristice mecanice ale probelor din şarja *N*

Felul turnării şi tratamentul termic	Grosimea peretelui probei turnate mm	Structura masei metalice	Caracteristice mecanice	
			σ_r kg mm²	δ_5 %
Probe turnate în cochilă şi recoapte 3 ore la 900°C, răcite cu vitesă moderată (circa 750°/oră)	13	circa 80 % perlită	56 54	2 2
	23	circa 70 % perlită	50 54	1,6 2
	45	circa 70 % perlită	56 56	2 1,6
	82	circa 60 % perlită	59 56 59	4 4 4
Idem răcire în aer (normalizate)	45	circa 90 % perlită sorbitică	79	2
Probă din piesă turnată în amestec de formare (netratată termic)	40	circa 75 % perlită	63	3,2
Probă în treflă (netratată termic)	50	circa 70 % perlită	51	2,8

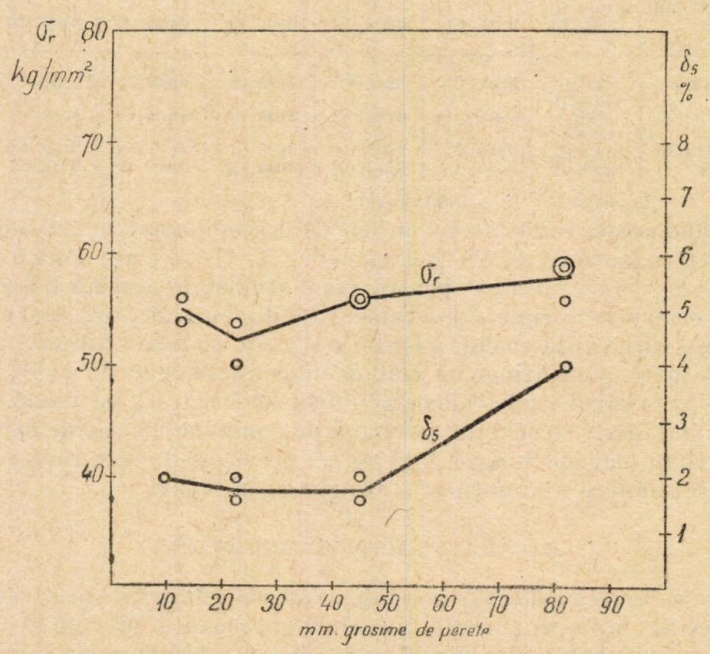


Fig. 12. — Variaţia caracteristicelor mecanice ale probelor din şarja N, din fontă cu grafit nodular, turnate în cochilă, recoapte trei ore la 900°C şi răcite cu vitesă moderată (circa 750°C/oră), în funcţie de grosimea peretelui.

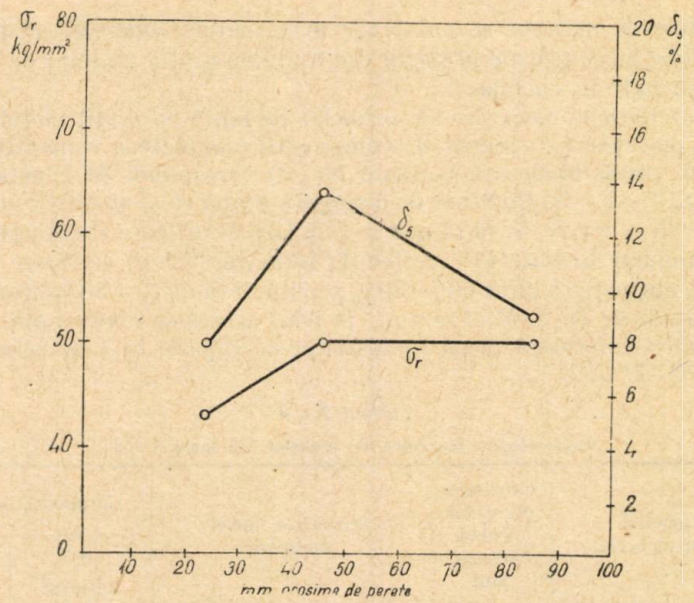


Fig. 13. — Variaţia caracteristicelor mecanice ale probelor din şarja N 358, din fontă cu grafit nodular, turnate în cochilă, recoapte patru ore la 900°C şi răcite în cuptor, în funcţie de grosimea peretelui.

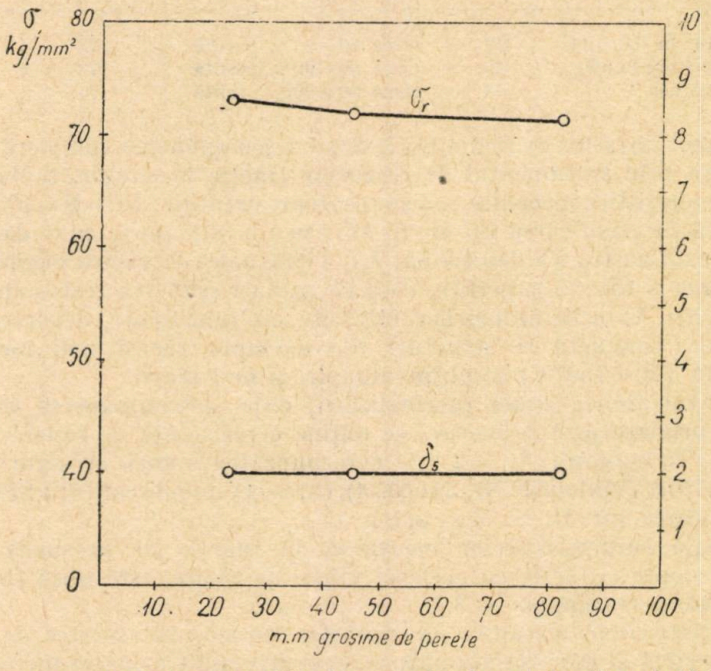


Fig. 14. — Variaţia caracteristicelor mecanice ale probelor din şarja N 358 din fontă cu grafit nodular, turnate în cochilă, recoapte patru ore la 900°C şi răcite în aer (normalizate), în funcţie de grosimea peretului.

Din datele de mai sus se pot trage următoarele concluzii, în legătură cu caracteristicile mecanice ale probelor din fontă cu grafit nodular de compoziţie obişnuită, turnate în cochilă.

1. Caracteristicile mecanice ale probelor de fontă cu grafit nodular, turnate în cochilă, recoapte în vederea descompunerii complete a cementitei primare şi răcite cu vitesă moderată (tabloul Nr. 3) corespund, în general, calităţii superioare SPC—P—55 (în afară de o singură probă ca şi de alte două la limită) după clasificarea lui B. S. M i l m a n [7], [3], clasificare făcută pentru fonte cu grafit nodular turnate în amestec de formare. Vitesa de răcire a asigurat, în acest caz, obţinerea a circa 60 — 80% perlită, faţă de 75—80% prescris pentru această calitate de B. S. M i l m a n; în felul acesta se explică obţinerea unor valori la limita inferioară pentru rezistenţa de rupere, faţă de cele prevăzute pentru SPC—P—55.

Tabloul Nr. 4

Caracteristice mecanice ale probelor din şarja N 358

Felul turnării şi tratamentul termic	Grosimea peretelui probei turnate, mm	Structura masei metalice	Caracteristice mecanice	
			σ_r kg/mm²	δ_5 %
Probe turnate în cochilă	23	circa 15—25% perlită	43	8
şi recoapte 4 ore la 900°	45	circa 15—25% perlită	50	13,4
C, răcită în cuptor	82	circa 15—25% perlită	50	9
Probe turnate în cochilă	23	circa 80—90% perlită	73	2
şi recoapte 4 ore la 900°	45	circa 80—90% perlită	72	2
C, răcite în aer	82	circa 80—90% perlită	71	2

2. In cazul viteselor de răcire mici, după descompunerea completă a cementitei primare prin tratamentul de recoacere (răcire în cuptor, tabloul Nr. 4) se obţin caracteristice mecanice corespunzătoare calităţii SPC—F—10 (a se avea în vedere că în clasificarea lui B. S. M i l m a n alungirile sunt date pentru δ_{10}, iar în cazul nostru s'a determinat δ_5). Vitesa mică de răcire asigură în acest caz, obţinerea a 15—25% perlită, ceea ce explică scăderea rezistenţei şi creşterea alungirii. Valorile alungirilor obţinute nu sunt limite, deoarece printr'o feritizare mai completă a structuri (de exemplu răcire mai înceată sau menţinere la 720—750 °C) se obţin alungiri şi mai mari.

3. In cazul răcirii în aer (normalizării) după descompunerea completă a cementitei primare prin recoacere, se obţine o rezistenţă de rupere mult mai mare ($\sigma_r = 79$ kg/mm², $\delta_5 = 2$ %) corespunzătoare unei structuri aproape complet perlitice (tablourile Nr. 3 şi Nr. 4), care corespunde calităţii SPC—P—70 după clasificarea lui B. S. M i l m a n.

4. Variaţia caracteristicelor mecanice, în funcţie de grosimea pereţilor probelor recoapte şi răcite cu aceleaşi vitese de răcire, este mică (fig. 12, 13 şi 14) atingând maximum $\pm$ 8 %.

5. Caracteristicele mecanice ale probelor turnate în amestec de formare, din aceeaşi şarjă şi care au aproape aceeaşi structură a masei metalice, sunt apropiate de caracteristicele mecanice ale fontelor cu grafit nodular turnate în cochilă şi recoapte (răcire cu vitesă moderată, tabloul Nr. 3).

Fig. 15 — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja M, turnată în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui cochilei). Atac 2% nital × 200.

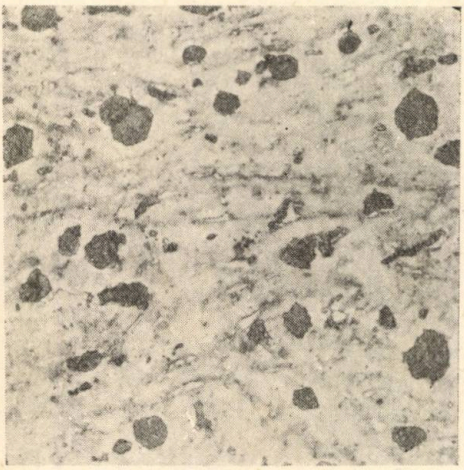


Fig. 16 — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja M, turnată în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui cochilei), recoaptă două ore la 850°C. Atac 2% nital × 200.

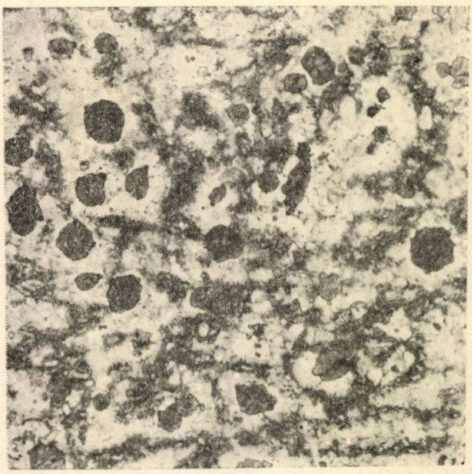


Fig. 17. — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja M, turnată în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui), recoaptă patru ore la 850°C. Atac 2% nital × 200.

Este interesant de observat că în această încercare, caracteristicele mecanice ale probei luate din piesa turnată în amestec de formare, sunt superioare celor obţinute pe epruveta în treflă, turnată tot în amestec de formare, care este de obicei adoptată ca probă de control şi care, prin forma ei de treflă, asigură compactitatea maximă a probei.

II. ÎNCERCĂRI PE PROBE DIN ŞARJA M

A. MICROSTRUCTURA

Microstructurile obţinute pentru diferite grosimi de perete ale probei turnată în cochilă, precum şi microstructurile obţinute pentru turnarea în cochilă şi recoacere (fig. 15, fig. 16 şi fig. 17) au fost similare celor obţinute în cazul şarjei N, date în tabloul Nr. 2.

Rămânând valabile concluziile trase din examinarea microstructurilor probelor din şarja N, turnate în cochilă sau turnate în cochilă şi recoapte, cu grosimi de perete variabile. Se constată că o creştere a conţinutului în mangan, până la 1,2 % Mn, nu influenţează şi nu modifică procesul şi vitesa de descompunere a cementitei primare.

Din încercările anterioare rezultă că în cazul turnării fontei cu grafit nodular în amestec de formare, manganul stabilizează perlita, îngreuiând descompunerea ei şi obţinerea structurii feritice. Acelaşi lucru s'a observat şi la turnarea acestei fonte în cochilă, în urma recoacerii ei în vederea descompunerii cementitei primare, în cazul răcirii cu vitese diferite, dela temperaturi imediat superioare lui A_1.

B. CARACTERISTICE MECANICE

Incercările mecanice asupra probelor turnate în cochilă şi recoapte precum şi a probelor turnate în amestec de formare, sunt date, pentru şarja M, în tabloul Nr. 5 şi în figurile 18 şi 19.

Din datele de mai sus rezultă că şi în cazul unui conţinut mai ridicat în mangan în fontele cu grafit nodular, turnate în cochilă, rămân valabile concluziile trase în ceea ce priveşte caracteristicele mecanice pentru cazul fontelor cu grafit nodular de compoziţie normală, turnate în cochilă (corespondenţa între vitesa de răcire dela temperatura de recoacere, structura masei metalice de bază şi caracteristicele mecanice; variaţia mică a caracteristicelor mecanice, în funcţie de grosimea peretelui, pentru probele recoapte; corespondenţa între caracteristicele mecanice ale probelor cu aceeaşi structură a masei metalice de bază, în cazul turnării în cochilă, urmată de recoacere şi turnarea în amestec de formare).

Totodată se constată că, caracteristicele mecanice ale probelor turnate în amestec de formare şi netratate termic, variază cu secţiunea piesei, având, în cazul în care compoziţia chimică a fost corect aleasă şi în structură nu se află cementită primară, o rezistenţă la tracţiune mai mare în secţiunile subţiri, unde cantitatea de perlită este mai mare, şi mai mică, în secţiunile groase, unde cantitatea de perlită este mai mică (tabloul Nr. 5, figura 19). Prin tratamentul termic de recoacere, cu vitesa de răcire aleasă după nevoie, sau prin tratamentele de normalizare sau călire, urmată de revenire, se obţine şi în acest caz aceeaşi structură a masei metalice de bază, în diferite secţiuni ale piesei şi, în consecinţă se obţine cuplul prescris de rezistenţă şi alungire [5].

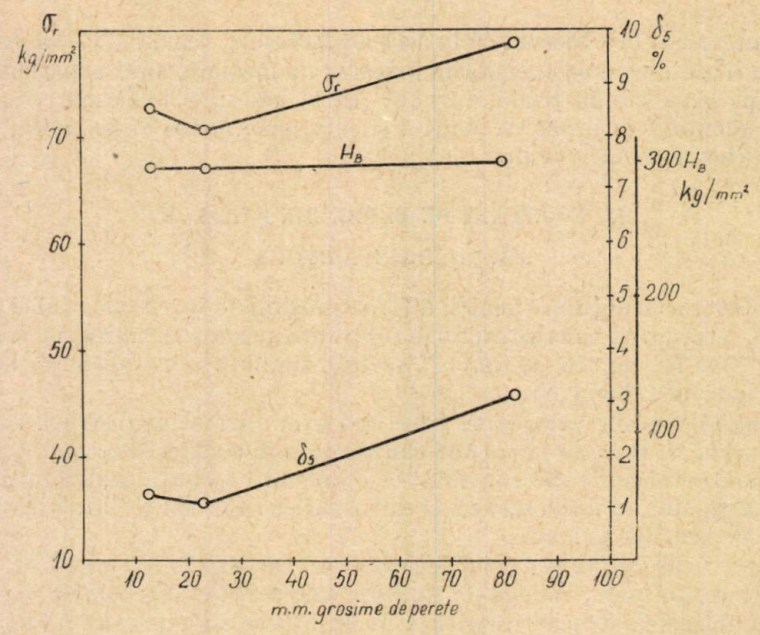


Fig. 18. — Variaţia caracteristicelor mecanice ale probelor din şarja M, din fontă cu grafit nodular, turnată în cochilă, recoapte cinci ore la 850°C şi răcite în aer (normalizate) în funcţie de grosimea peretelui

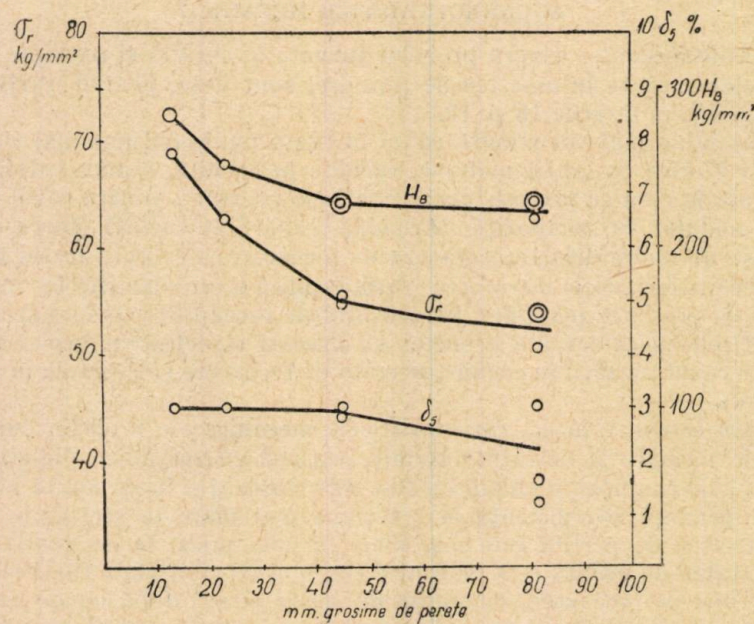


Fig. 19. — Variaţia caracteristicelor mecanice ale probelor din şarja M, turnată din fontă cu grafit nodular, în amestec de formare, în funcţie de grosimea peretelui.

Fig. 20. — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja C 351, turnată în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui cochilei). Atac 2% nital ×200.

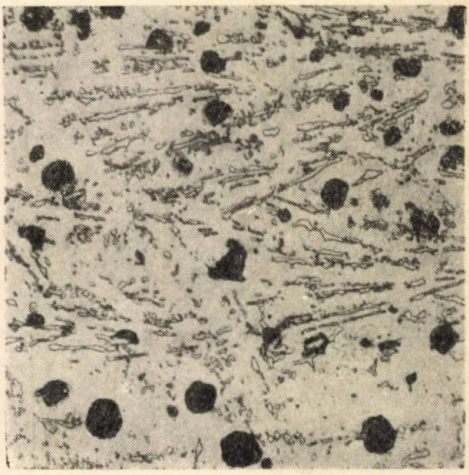


Fig. 21. — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja C 351, turnată în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui cochilei) recoaptă patru ore la 850°C, răcită în aer. Atac 2% nital ×200.

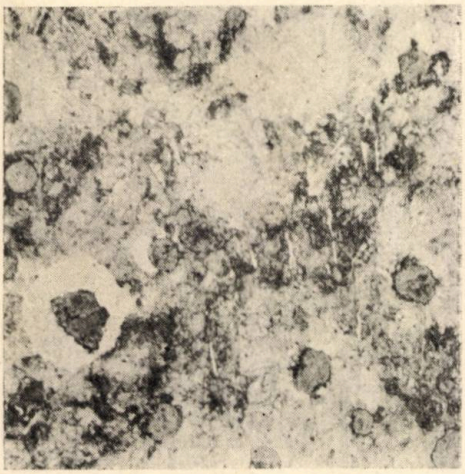


Fig. 22. — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja C 351, turnată în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui cochilei), recoaptă două ore la 900°C, răcită în aer. Atac 2% nital × 200.

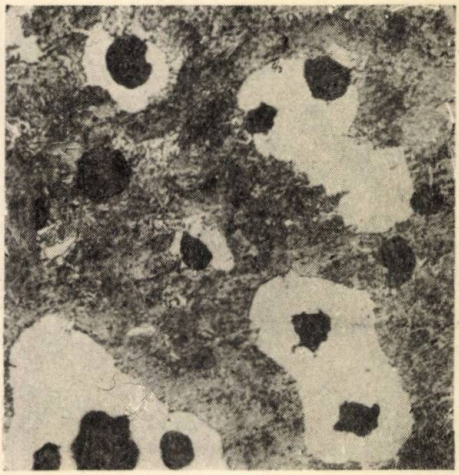


Fig. 23. — Microstructura fontei cu grafit nodular, şarja C 351, turnată în cochilă (porţiunea din apropierea peretelui cochilei), recoaptă patru ore la 900°C, răcită lent. Atac 2% nital ×200.

Tabloul Nr. 5

Caracteristicele mecanice ale probelor din şarja M

Felul turnării şi al tratamentului termic	Grosimea peretelui probei turnate mm	Structura masei metalice	Caracteristice mecanice		
			σ_r kg mm²	δ_5 %	H_B kg/mm²
Probe turnate în cochilă şi recoapte 5 ore la 850°C, răcire în aer (normalizare)	13	circa 90% perlită-sorbitică	73	1,3	298
	23	circa 90% perlită-sorbitică	71	1,1	298
	82	circa 90% perlită-sorbitică	79	3,15	302
Idem, 3 ore 900° normalizare	82	circa 90% perlită-sorbitică	77		302
Probe turnate în amestec de formare (netratate termic)	13	circa 70% perlită	69	3	285
	23	circa 60% perlită	62,5	3	254
	45	circa 50% perlită	55		229
			55,4	2,8	229
	82	circa 50% perlită	54	1,6	229
			50,5	1,6	229
			54	1,2	229
Probă în treflă (netratată termic)	50	circa 50% perlită	57	4	229

III. ÎNCERCĂRI DE PROBE DIN ŞARJA C 351

A. MICROSTRUCTURI

Microstructurile obţinute pentru probele cu grosimi de perete de 13 şi 23 mm turnate în cochilă, şi microstructurile obţinute în urma tratamentului termic de recoacere, sunt date în tabloul Nr. 6 şi în figurile 20, 21, 22, 23.

Tabloul Nr. 6

Structura masei metalice de bază a fontei cu grafit nodular, turnată în cochilă şi recoaptă, şarja C 351

Grosimea peretelui mm	Locul din secţiune	Structura din turnare	Structura după tratamentul de recoacere				
			850°C		900° C		
			2 ore	4 ore	1 oră	2 ore	4 ore
13	miez	cementită ledeburită şi perlită sorbitizată	cementită puţin descompusă	descompunere mai avansată a cementitei	început de descompunere a cementitei	urme de cementită	urme reduse de cementită
23	miez	cementită ledeburită şi perlită sorbitizată	cementită puţin descompusă	descompunere mai avansată a cementitei	început de descompunere a cementitei	urme de cementită	urme reduse de cementită

Din datele obţinute rezultă că alierea cu crom a fontelor cu grafit nodular face ca vitesa de descompunere a cementitei primare să fie mult mai mică.

Când conţinutul în carburi nedescompuse este mic, procesul de descompunere al acestora are un caracter şi mai inert decât în cazul fontelor cu grafit nodular nealiate (şarja N). Totodată, prezenţa cromului frânează difuzia carbonului, în diferite porţiuni din masa metalică, şi prin aceasta obţinerea de porţiuni mai sărace în carbon în vecinătatea grafitului nodular. Acest lucru rezultă din figurile 22 şi 23 unde, pe lângă nodule de grafit înconjurate de porţiuni apreciabile de ferită, se găsesc şi nodule de grafit complet lipsite de asemenea câmpuri.

Durata tratamentului de recoacere pentru obţinerea unei structuri lipsite de carburi libere creşte mult, prin alierea cu crom.

Celelalte concluzii trase din examinarea microstructurilor şarjelor precedente rămân valabile şi pentru fontele cu grafit nodular aliate cu crom.

B. CARACTERISTICE MECANICE

Şi în cazul alierii cu crom a fontelor cu grafit nodular turnate în cochilă se poate obţine prin tratament termic cuplul dorit de rezistenţă şi alungire.

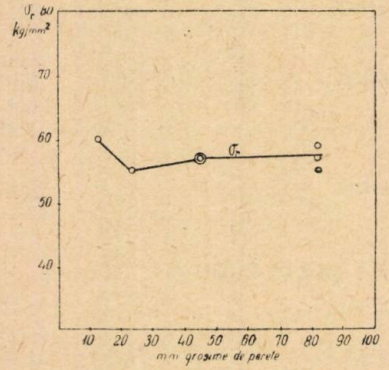


Fig. 24. — Variaţia rezistenţei de rupere a probelor din şarja C 351, din fontă cu grafit nodular, turnate în cochilă, şi recoapte.

Tabloul Nr. 7

Caracteristice mecanice ale probelor din şarja C 351, turnate în cochilă şi recoapte

Grosimea peretelui probei mm	Rezistenţa de rupere σ_r kg/mm²
13	60
23	55
45	57
	57
82	59
	57
	55

Totodată, prin recoacere urmată de răcire cu aceeaşi vitesă, se pot obţine, ca şi în cazul fontelor studiate, caracteristice mecanice apropiate (diferenţe ± 5 %) pentru diferite grosimi ale peretelui probei (tabloul Nr. 7, fig. 24).

CONCLUZII

Din încercările de turnare în cochilă şi de recoacere a fontelor cu grafit nodular, a căror compoziţie asigură o structură cenuşie în cazul turnării în amestec de formare, se pot trage următoarele concluzii:

1. In stratul din vecinătatea peretelui cochilei se obţine o structură a masei metalice corespunzătoare fontei albe; această structură se modifică

spre interior în pestriţă şi cenuşie (aceste structuri pot să nu apară, dacă grosimea peretelui sau conţinutul în C + Si sunt mici). In stratul alb se observă o orientare transcristalină a structurii primare. Pentru aceeaşi piesă, grosimea stratului alb este cu atât mai mică, cu cât grosimea peretelui piesei este mai mare. Din acest punct de vedere nu există nicio diferenţă principială faţă de structura fontelor cenuşii cu grafit lamelar turnate în cochilă. Spre deosebire de acestea din urmă, la fontele modificate cu magneziu, în stratul exterior, a cărui structură a masei metalice corespunde fontei albe, există întotdeauna formaţii de grafit în formă nodulară. Ele sunt mai mici în vecinătatea peretelui cochilei şi mai mari spre interior, iar numărul lor creşte în partea de sus a piesei, ceea ce nu poate fi explicat decât prin formarea grafitului nodular în faza lichidă şi continuarea creşterii acestor formaţii în timpul grafitizării, în cursul răcirii.

2. Prin creşterea duratei de menţinere la temperaturi deasupra lui A_1 cementita dispare întâi din stratul exterior şi abia după acea din straturile interioare ale crustei albe.

3. Descompunerea cementitei prin recoacere se face foarte încet, când a mai rămas o cantitate mică de cementită nedescompusă (descompunere inertă). Eventualele mici resturi din carburile primare nedescompuse, micşorează foarte mult calităţile de antifricţiune ale acestui material, producând gripări şi uzura prematură a pieselor conjugate. De aceea, în cazul pieselor care trebue să aibă calităţi de antifricţiune, regimul de recoacere trebue ales cu deosebită grijă.

Mărirea conţinutului în mangan, până la 1,2 % Mn, nu influenţează asupra vitesei de descompunere a cementitei primare. In schimb, chiar un conţinut mic în crom are o mare influenţă asupra stabilizării carburilor primare şi deci a unei descompuneri mult mai lente, prin tratamentul de recoacere, a cementitei primare.

4. Prin modificarea vitesei de răcire dela temperatura de recoacere, se poate obţine o anumită structură a masei metalice (feritică, ferito-perlitică sau perlitică), cuplul dorit de rezistenţă şi alungire şi, deci, toată gama de calităţi de fonte — după clasificarea lui B. S. Milman (SPC—F—10; SPC—P—55; SPC—P—70). Acest lucru asigură posibilitatea obţinerii aceloraşi caracteristice mecanice în diferite secţiuni ale piesei. Este evident că, pentru a obţine structuri şi deci caracteristice mecanice similare într'o piesă cu secţiuni variabile, este mai raţional a aplica tratamentul de normalizare (sau călire), urmat de recoacere la o temperatură ce asigură obţinerea proporţiei dorite de perlită şi ferită, cu răcire în aer; aceasta deoarece în cazul pieselor cu grosimi variabile ale peretelui, este imposibil a obţine aceeaşi vitesă de răcire şi deci aceeaşi structură în porţiunile groase şi subţiri ale piesei.

Pentru a stabiliza perlita şi a împiedeca formarea suplimentară de ferită în timpul răcirii a cărei cantitate variază cu grosimile peretelui piesei deoarece vitesele de răcire diferă cu aceste secţiuni procentul de mangan trebue mărit. Acest lucru după cum s'a arătat nu prelungeşte durata tratamentului de recoacere pentru descompunerea cementitei primare.

5. Pentru aceeaşi structură a masei metalice diferenţele între caracteristicile mecanice ale probelor turnate în cochilă şi recoapte ale probelor turnate

în amestec de formare și ale probelor în treflă sunt mici. Caracteristicile mecanice ale probelor în treflă sunt apropiate (câteodată chiar inferioare) de cele ale probelor din piese, ambele fiind turnate în amestec de formare.

Acest lucru a fost verificat și în cadrul controlului curent al producției fiind condiționat bineînțeles de maselotarea corectă a pieselor și a probelor.

6. Din probele de diferite secțiuni turnate în amestec de formare se vede că în cazul în care structura nu conține cementită primară caracteristicile mecanice ale probelor turnate în amestec de formare nu variază în limite prea mari. Structurile masei metalice din diferitele secțiuni ale piesei au fost apropiate ca urmare a unei compoziții chimice judicios alese pentru fontele cu grafit nodular turnate în amestec de formare. Și în acest caz aplicând tratamentul termic după cum s'a arătat mai sus se pot uniformiza și mai mult caracteristicele mecanice în diferitele secțiuni ale piesei.

Variația mică a caracteristicelor mecanice ale fontelor cu grafit nodular în funcție de secțiunea pieselor turnate în amestec de formare chiar și în cazul diferențelor mari ale structurii masei metalice a fost dovedită de mulți cercetători sovietici, fiind scoasă în evidență chiar și de B. S. Milman [7]. Am crezut necesar să subliniem, în cadrul probelor turnate (cochilă-amestec de formare), chiar puține la număr, ale căror rezultate au fost însă confirmate prin controlul curent al producției, această caracteristică a fontelor cu grafit nodular, deoarece în această problemă există o serie de păreri greșite.

Una din aplicațiile practice interesante de turnare în cochilă o constitue turnarea pieselor de antifricțiune.

Separatorii de rulmenți, bucșe sau alte piese turnate în cochilă sau centrifugal și tratate termic în mod corespunzător au dat rezultate bune în condiții de exploatare, putând înlocui piese turnate din bronzuri de cositor.

In cazul turnării centrifugale, faptul că în spre interior cantitatea de nodule de grafit este mai mare, constitue un avantaj din punct de vedere al calităților de antifricțiune a acestor suprafețe ale piesei.

Pentru piesele de antifricțiune este deosebit de important a se respecta temperatura și durata corect aleasă a recoacerii. Urmele de cementită primară, ca urmare a unei recoaceri insuficiente, au dat naștere la piesele de antifricțiune, la gripări și uzură prematură a pieselor. Este deci de importanță primordială, în vederea asigurării calităților de antifricțiune, conducerea corectă a tratamentului termic și controlul riguros al pieselor obținute.

Pentru a avea rezultate pozitive în utilizarea fontei cu grafit nodular ca material de antifricțiune, trebue ca masa metalică să fie 100% feritică sau să aibă cel puțin 75% perlită. Dacă în microstructură se constată procente intermediare de perlită, există pericolul ca în timpul funcționării pieselor, fracțiuni de cementită din perlită să se desprindă din masa metalică și ajungând între suprafețele în mișcare, să producă, din cauza durității lor, gripări și uzuri premature ale pieselor.

Rezistența ridicată la uzură se asigură prin tratamentul de normalizare a pieselor din fontă cu grafit nodular (structură perlitică și sorbitică).

In cazul structurii perlitice sau sorbitice a piesei de antifricțiune din fontă cu grafit nodular, piesa din oțel conjugată cu aceasta trebue să aibă o duritate de $H_B \geqslant 600$ kg/mm^2, deci ea trebue să fie cementată și călită, nitrurată sau călită superficial.

ОТЛИВКА ЧУГУНА С ШАРОВИДНЫМ ГРАФИТОМ В КОКИЛИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Была исследована структура, термическая обработка и механические свойства образцов с толщиной стенок от 12 — 82 мм, отлитых из чугуна с шаровидным графитом в кокили.

Было установлено, что в наружном отбеленном слое наблюдается наличие шаровидного графита, получившегося при отливке. Цементит из наружного слоя разлагается при отжиге при температуре в 850—900°. Разложение происходит на поверхности быстрее, а внутри — медленнее. К концу разложение принимает инертный характер. Так как небольшие остатки неразложившегося цементита сильно снижают антифрикционные свойства чугуна, необходимо значительно продлить время отжига до полного разложения этих остатков.

Содержание марганца до 1,5% не влияет на быстроту разложения цементита, в то время как содержание незначительного количества хрома заметно тормозит его разложение. Зато высокое содержание марганца стабилизирует перлит.

Изменяя скорость охлаждения после отжига, можно добиться любой структуры металлической массы и, следовательно, любого соотношения сопротивления и удлинения, получая таким образом всю гамму свойств чугуна с шаровидным графитом, по классификации Б. С. Мильмана.

Было установлено, что чугун со шаровидным графитом, отлитый в кокили или в формировочные смеси, обладает повышенной квазиизотропией механических свойств.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, отлитого в кокиль. Протрава: 2% раствор азотной кислоты в винном спирте×200.

Рис. 2. — Неполное разложение цементита в отбеленном слое обработанного магнием, отлитого в кокиль и отожженного чугуна. Охлаждение в печи. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 3. — Почти полное разложение цементита в белом слое обработанного магнием, отлитого в кокиль и отожженного чугуна. Медленное охлаждение в печи. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 4. — Полное разложение цементита в обеленном слое обработанного магнием, отлитого в кокиль и отожженного чугуна. Медленное постепенное охлаждение в печи. Верхняя часть образца. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 5. — Полное охлаждение цементита в белом слое обработанного магнием, отлитого в кокиль и отожженного чугуна. Повышенная скорость охлаждения (на воздухе). Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 6. — Полное разложение цементита в отбеленном слое обработанного магнием, отлитого в кокиль и отожженного чугуна. Повышенная скорость охлаждния (на воздухе). Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 7. — Форма кокилей для ступеньчатой отливки образцов. Высота 125 мм. Высота прибыли (в формовочной смеси) 125 мм.

Рис. 8. — Форма ступеньчатых образцов, отлитых в формировочной смеси. Высота прибыли 125 мм с трефообразной пробы 125 мм. Высота с прибылью *b* 300 мм с прибылью 125 мм.

Рис. 9. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки N, отлитого в кокиль (часть, находящаяся вблизи стенки кокили) и отожженного в течение часа при температуре в 850°. Травление: 2% раствор азотной кислоты в винном спирте×200.

Рис. 10. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки N, отлитого в кокиль (часть, находящаяся вблизи стенки кокили) и отожженного в течение 2 часов при температуре в 850°. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 11. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки N, отлитого в кокиль (часть, находящаяся вблизи стенки кокили) и отожженного в течение 5 часов при температуре в 850°. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 12. — Изменение механических свойств образцов плавки N в зависимости от толщины стенки. Чугун с шаровидным графитом, отлитый в кокили, отожженный в течение 3 часов при температуре в 900° и охлажденный с умеренной скоростью (приблизительно 750° в час).

Рис. 13. — Изменение механических свойств образцов плавки N 358, в зависимости от толщины стенки. Чугун с шаровидным графитом, отлитый в кокиль, отожженный в течение 4 часов при температуре в 900° и охлажденный в печи.

Рис. 14. — Изменения механических ствойств образцов плавки N.358 в зависимости от толщины стенки. Чугун с шаровидным графитом, отлитый в кокиль, отожженный в течение 4 часов при 900° и охлажденный на воздухе (нормализированный).

Рис. 15. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки M, отлитого в кокиль (часть, находящаяся вблизи стенки кокили). Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 16. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки M, отлитого в кокиль (часть, находящаяся вблизи стенок кокили) и отожженного в течение 2 часов при 850°. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 17. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки M, отлитого в кокиль (часть, находящаяся вблизи стенок кокили) и отожженного в течение четырех часов при 850°. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 18. — Изменение механических свойств образцов плавки M в зависимости от толщины стенок. Чугун с шаровидным графитом, отлитый в кокиль, отожженный в течение 5 часов при 850° и охлажденный на воздухе (нормализированный).

Рис. 19. — Изменение механических свойств образцов *M*, отлитых из чугуна с шаровидным графитом в формовочной смеси в зависимости от толщины стенок.

Рис. 20. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки C 351, отлитого в кокиль (часть, лежащая вблизи стенки кокили). Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 21. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки C 351, отлитого в кокиль (часть, лежащая вблизи стенки кокили), отожженного в течение 4 часов при температуре в 850°, и охлажденного на воздухе. Травление 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 22. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки C 351, отлитого в кокиль (часть, находящаяся вблизи стенки кокили), отожженного в течение 2 часов при 900° и охлажденного на воздухе. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 23. — Микроструктура чугуна с шаровидным графитом, плавки C 351, отлитого в кокиль (часть, находящаяся вблизи стенки кокили) отоженного в течение 4 часов при 900°, и медленно охлажденного. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте×200.

Рис. 24. — Изменение сопротивления на разрыв образцов плавки C 351 чугуна с шаровидным графитом, отлитых в кокиль и отоженных.

LA COULÉE EN COQUILLE DE LA FONTE À GRAPHITE NODULAIRE

(RÉSUMÉ)

Les Auteurs ont étudié la structure des traitements thermiques et les qualités mécaniques des échantillons aux parois de 12 à 82 mm d'épaisseur, en fonte à graphite nodulaire, coulés en coquille métallique.

Ils ont établi que, dans la couche blanche extérieure, on constate toujours la présence de nodules de graphite par coulée. A la suite d'un traitement de recuit à 850—900°C, la cémentite de la couche extérieure se décompose. La décomposition s'effectue plus rapidement à la surface et moins vite vers l'intérieur de la pièce. Vers la fin, la décomposition a un caractère inerte. De faibles restes de cémentite, non décomposée, diminuent de beaucoup les qualités antifriction de ces fontes, ce qui oblige à une prolongation sensible de la durée de recuit, afin d'obtenir la décomposition complète de ces restes.

La teneur en manganèse jusqu'à 1,5% n'influe pas sur la décomposition de la cémentite, pendant qu'une petite teneur en chrome en freine sensiblement la vitesse de décomposition. En échange, un pourcentage élevé de manganèse stabilise la perlite.

En modifiant la vitesse de refroidissement de la température de recuit, on peut réaliser la structure voulue de la masse métallique et, par conséquent, le couple voulu de résistance et d'allongement, obtenant toute la gamme des qualités de fonte à graphite nodulaire, selon la classification de B. S. Milman.

On a établi que la fonte à graphite nodulaire coulée dans des moules métalliques ou en mélanges de formation possède une quasi-isotropie élevée des qualités mécaniques.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, coulée en coquille. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 2. — Décomposition incomplète de la cémentite contenue dans la couche blanche de la fonte traitée au magnésium, coulée en coquille et recuite. Refroidissement au four. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 3. — Décomposition presque complète de la cémentite contenue dans la couche blanche de la fonte traitée au magnésium, coulée en coquille et recuite. Refroidissement lent au four. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 4. — Décomposition complète de la cémentite contenue dans la couche blanche de la fonte traitée au magnésium, coulée en couqille et recuite. Lent refroidissement, par degrés, au four. Partie supérieure de l'échantillon. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 5. — Décomposition complète de la cémentite contenue dans la couche blanche de la fonte traitée au magnésium, coulée en coquille et recuite. La vitesse du refroidissement est accélérée (à l'air). Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 6. — Décomposition complète de la cémentite de la couche blanche de la fonte traitée au magnésium, coulée en coquille et recuite. Vitesse de refroidissement accélerée (à l'air). Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 7. — La forme des coquilles pour la coulée par degrés des échantillons. Hauteur = 125 mm. Hauteur de la masselotte (en mélange de formation) = 125 mm.

Fig. 8. — La forme des échantillons en degrés, coulés en mélange de formation. Hauteur du coin a = 125 mm, à masselotte de 125 mm. Hauteur du trèfle b = 300 mm, à masselotte de 125 mm.

Fig. 9. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge N, coulée en coquille (portion provenant de la proximité de la paroi de la coquille), recuite pendant une heure à 850°C. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 10. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge N, coulée en coquille (portion provenant de la proximité de la paroi), recuite pendant 2 heures à 850°C. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 11. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge N, coulée en coquille (portion provenant de la proximité de la paroi) recuite pendant 5 heures à 850°C. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 12. — Variation des caractéristiques mécaniques des échantillons provenant de la charge N, de fonte à graphite nodulaire, coulés en coquille, recuits pendant 3 heures à 900°C et refroidis à une vitesse modérée (environ 750°C par heure), en fonction de l'épaisseur de la paroi.

Fig. 13. — Variation des caractéristiques mécaniques des échantillons provenant de la charge N 358, de fonte à graphite nodulaire, coulés en coquille, recuits pendant 4 heures à 900°C et refroidis au four, en fonction de l'épaisseur de la paroi.

Fig. 14. — Variation des caractéristiques mécaniques des échantillons provenant de la charge N 358 de fonte à graphite nodulaire, coulés en coquille, recuits pendant 4 heures à 900°C et refroidis à l'air (normalisés), en fonction de l'épaisseur de la paroi.

Fig. 15. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge M, coulée en coquille (portion provenant de la proximité de la paroi). Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 16. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge M, coulée en coquille (portion provenant de la proximité de la paroi) recuite pendant deux heures à 850°C. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 17. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge M, coulée en coquille (portion provenant de la proximité de la paroi), recuite pendant 4 heures à 850°C Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 18. — Variation des caractéristiques mécaniques des échantillons de la charge M, de fonte à graphite nodulaire, coulés en coquille, recuits pendants 5 heures à 850°C et refroidis à l'air (normalisés), en fonction de l'épaisseur de la paroi.

Fig. 19. — Variation des caractéristiques mécaniques des échantillons de la charge M de fonte à graphite nodulaire, coulés en mélange de formation, en fonction de l'épaisseur de la paroi.

Fig. 20. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge C 351, coulée en coquille (portion provenant de la proximité de la paroi). Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 21. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge C 351, coulée en coquille (portion provenant de la proximité de la paroi), recuite pendant 4 heures à 850°C, refroidie à l'air. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 22. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge C 351, coulée en coquille (portion provenant de la proximité de la paroi), recuite pendant 2 heures à 900°C, refroidie à l'air. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 23. — Microstructure de la fonte à graphite nodulaire, charge C 351, coulée en coquille (portion prélevée à proximité de la paroi); recuite pendant 4 heures à 900°C, refroidissement lent. Attaque au nital 2%, × 200.

Fig. 24. — Variation de la résistance à la cassure des échantillons de la charge C 351, de fonte à graphite nodulaire, coulés en coquille et recuits.

BIBLIOGRAFIE

1. K. P. Bunin, G. I. Ivanţov, *O kristalizaţii ciuguna s globuliarnim grafitom.* Dokladî Akademii Nauk SSSR, 1950, v. LXXII, Nr. 6.
2. A. F. Landa, Liteinoe Proizvodstvo, 1950, Nr. 2, p. 24—26.
3. D. Raşeev, Rev. Metalurgia ASIT, 1952, Nr. 10, p. 11—19.
4. I. E. Goldştein, Vestnik Maşinostroenia, 1951, Nr. 10, p. 48—55.
5. D. Raşeev, Studii şi Cercetări de Mecanică şi Metalurgie, 1952, Nr. 1—2, p. 117.
6. A. V. Nazarov, T. G. Demidova i M. N. Kuniavski, Liteinoe Proizvodstvo, 1952, Nr. 4, p. 22—28.
7. B. S. Milman, Liteinoe Proizvodstvo, 1951, Nr. 2, p. 6—11.
8. I. N. Bogacev, *Kristalizaţia jidkoi fazi. Fazovîia prevraşcenia v jelezno uglerodistîh splavah.* Maşghiz, Moscova, 1950.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

REFRACTARE

CONTRIBUŢII LA STUDIUL REFRACTARELOR DOLOMITICE. CALCULUL MASELOR DOLOMITICE

DE

V. SINIANSKY, AL. KISSLING şi R. LÖBEL

Materia primă de bază la fabricarea refractarelor dolomitice este dolomita $MgCO_3 \cdot CaCO_3$.

La ardere, dolomita se descompune: $MgCO_3.CaCO_3 \xrightarrow{735°C} MgO + CaCO_3 +$
$+ \uparrow CO_2 \xrightarrow{910°C} MgO + CaO + \uparrow CO_2$.

Ridicând temperatura până la 1600—1700°C, MgO se transformă în periclas, care nu mai reacţionează cu H_2O şi CO_2 din aer, însă CaO continuă să fie activ

$$CaO + H_2O \longrightarrow Ca(OH)_2$$

$$Ca(OH)_2 + CO_2 \longrightarrow CaCO_3 + \uparrow H_2O.$$

Aceste reacţii fiind însoţite de schimbări de volum, produsul obţinut se sfărâmă.

Deci prima problemă care se pune la fabricarea refractarelor dolomitice este fixarea CaO.

Unii cercetători, pentru fixarea CaO, au utilizat SiO_2 (cuarţita).

Dintre compuşii CaO cu SiO_2 cei mai refractari sunt: $2CaO \cdot SiO_2$ (p.t.2130°C) şi $3CaO \cdot SiO_2$ (p.t. a eutecticului 2300°C).

CaO mai formează cu SiO_2 şi următorii compuşi:

$CaO.SiO_2$ (p. t. 1200°C)

$3CaO.2SiO_2$ (p. t. 1475°C).

Noi am preferat serpentina ($3MgO.2SiO_2.2H_2O$), fiindcă în felul acesta mărim şi procentul de MgO (p. t. 2800°C) în produsul refractar.

La ardere, serpentina se descompune:

$$3MgO \cdot 2SiO_2 2H_2O \xrightarrow{> 400°C} 3MgO + 2SiO_2 + 2H_2O.$$

Sistemul SiO_2-CaO-MgO

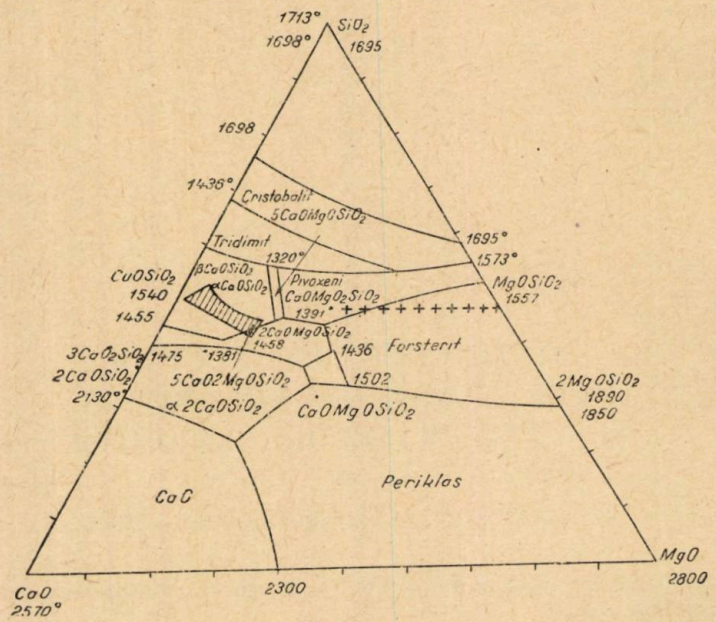


Fig. 1

Sistemul SiO_2-CaO

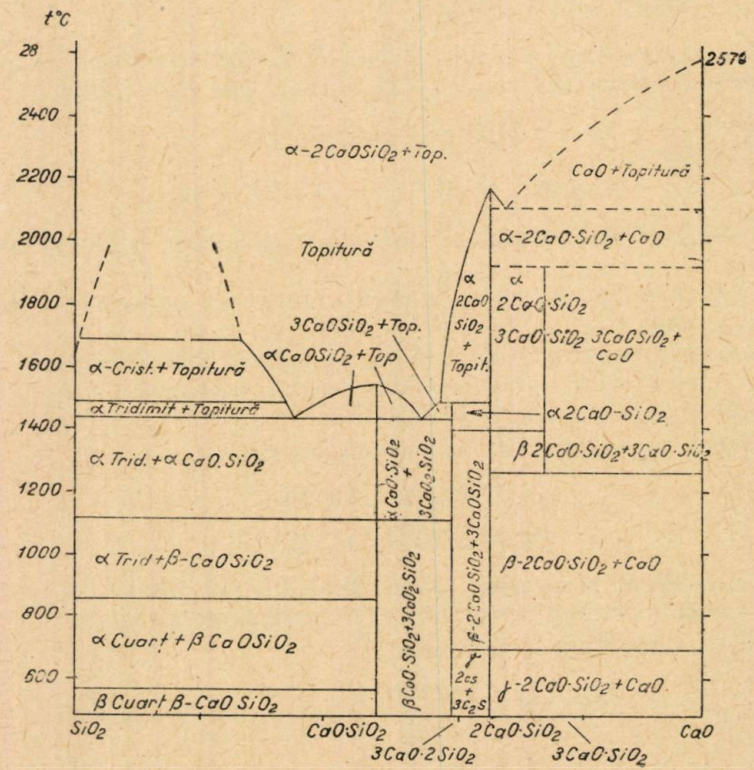


Fig. 2

SiO_2 din serpentină reacționează cu CaO din dolomită

$$2CaO + SiO_2 \xrightarrow{1200°C} 2CaO.SiO_2$$

$$2CaO \cdot SiO_2 + CaO \xrightarrow{1450°C} 3CaO \cdot SiO_2.$$

Formarea silicaților de Ca se poate urmări în diagrama din figura 1.

Dacă cercetăm în de aproape diagrama din figura 2, a sistemului $MgO - CaO - SiO_2$, se constată avantajele soluției noastre.

$2CaO \cdot SiO_2$ suferă însă transformări

$$\underset{\text{gr. spec. } 3{,}27}{\alpha\ 2CaO \cdot SiO_2} \xrightarrow{1420°C} \underset{\text{gr. spec. } 3{,}28}{\beta\ 2CaO \cdot SiO_2} \xrightarrow{675°C} \underset{\text{gr. spec. } 2{,}97}{\gamma\ 2CaO \cdot SiO_2}.$$

Aceste transformări fiind însoțite de schimbări de volum, produsul final se pulverizează.

Deci, a doua problemă care se pune la fabricarea refractarelor dolomitice este stabilizarea $2CaO.SiO_2$. Noi am rezolvat această problemă utilizând ca stabilizator cristalo-chimic, P_2O_5.

Materiile prime utilizate la fabricarea refractarelor dolomitice: dolomita, serpentina și făina de oase conțin pe lângă componenții caracteristici (MgO, CaO, SiO_2, P_2O_5) și impurități: Fe_2O_3, Al_2O_3, Cr_2O_3, MnO, K_2O, Na_2O, NiO.

Este important să se țină seama de prezența impurităților pentru că acestea pot participa prin mineralele care rezultă din ele, la imprimarea anumitor caracteristici produsului refractar obținut.

Mineralele care rezultă se formează conform următoarelor reacții

$$n\ CaO + m\ Al_2O_3 \xrightarrow{600°C} CaO.Al_2O_3 + 2CaO \xrightarrow{1400°C} \underset{\text{(p.t. 1535°C)}}{3CaO.Al_2O_3}$$

$$n\ CaO + m\ Fe_2O_3 \xrightarrow{500°C} CaO.Fe_2O_3 + CaO \xrightarrow{1200°C} \underset{\text{(p.t. 1436°C).}}{2\ CaO.Fe_2O_3}$$

$$n\ CaO + m\ Cr_2O_3 \xrightarrow{1350°C} \underset{\text{(p.t. 2170°C)}}{3CaO.Cr_2O_3}$$

$$n\ Na_2O + m\ SiO_2 \xrightarrow{\sim 400°C} \underset{\text{(p.t. 1089°C)}}{Na_2O.SiO_2}$$

$$n\ K_2O + m\ SiO_2 \xrightarrow{\sim 400°C} \underset{\text{(p.t. 976°C)}}{K_2O.SiO_2}$$

$$n\ NiO - m\ SiO_2 \longrightarrow 2NiO.SiO_2.$$

In ceea ce privește mersul reacției cu oxizi de mangan, cercetările de până acum nu au dat rezultate concludente, însă se poate admite că reacția se desfășoară în sensul formării $2MnO.SiO_2$.

Din cauză că reacţiile CaO cu Fe_2O_3 şi Al_2O_3 decurg cu o viteză mult mai mare decît între MgO cu Fe_2O_3 şi Al_2O_3, în masele refractare dolomitice nu se obţin spineli de magneziu caracteristici refractarelor magnezitice şi forsteritice.

In refractarele dolomitice, MgO formează el însuşi un mineral (periclasul) neintrând în reacţie cu niciun oxid.

CALCULUL RAPORTULUI REAL $\frac{CaO}{SiO_2} = R$ ÎN MASELE DOLOMITICE

Cunoaşterea raportului real $\frac{CaO}{SiO_2}$ este importantă, întru cît ne permite caracterizarea maselor dolomitice.

Trebuie avut în vedere la calculul raportului real $\frac{CaO}{SiO_2}$ şi raportul Al_2O_3: Fe_2O_3 în amestecul de materii prime, pentrucă de el depind paragenezele mineralelor de aluminiu şi fier posibile.

Putem avea cazurile arătate în tabloul Nr. 1.

Tabloul Nr. 1

Paragenezele în sistemul $CaO-Al_2O_3-Fe_2O_3$ în funcţie de raportul $Al_2O_3:Fe_2O_3$

Compoziţia chimică în		Parageneza în sistemul $CaO-Al_2O_3-Fe_2O_3$
% molare	% greutate	
$Al_2O_3:Fe_2O_3 < 1$	$Al_2O_3:Fe_2O_3 < 0{,}64$	$4CaO.Fe_2O_3.Al_2O_3 + 2CaO.Fe_2O_3$
$Al_2O_3:Fe_2O_3 > 1$	$Al_2O_3':Fe_2O_3 > 0{,}64$	$4CaO.Fe_2O_3.Al_2O_3 + 3CaO.Al_2O_3$

Dacă considerăm raportul real (R) CaO:SiO_2, adică raportul în care se găseşte CaO, rămas după combinarea cu Al_2O_3, Fe_2O_3 şi celelalte impurităţi, în condiţiile arătate mai sus, şi SiO_2 din amestec, sunt posibile următoarele parageneze de silicaţi (arătate în tabloul Nr. 2).

Tabloul Nr. 2

Paragenezele în sistemul SiO_2-CaO în funcţie de R

Compoziţia chimică în		Paragenezele în sistemul SiO_2-CaO
% molare	% greutate	
$R < 1$	$R < 0{,}934$	$CaO.SiO_2 + SiO_2$
$R = 1$	$R = 0{,}934$	$CaO.SiO_2$
$2 > R > 1$	$1{,}867 > R > 0{,}934$	$2CaO.SiO_2 + CaO.SiO_2$
$3 > R > 2$	$2{,}801 > R > 1{,}867$	$2CaO.SiO_2 + 3CaO.SiO_2$
$R > 3$	$R > 2{,}801$	$3CaO.SiO_2 + CaO$

In lucrarea de faţă vom da metoda de calcul a amestecurilor de materii prime, pentru obţinerea produselor refractare dolomitice.

In cele ce urmează vom folosi notaţiile prescurtate uzuale:

CaO	.C	Na_2O	.N
SiO_2	.S	K_2O	.K
MgO	.M	NiO	.Ni
Fe_2O_3	.F	MnO	.Mn
Al_2O_3	.A	Cr_2O_3	.Cr
P_2O_5	.P	P.C.	p.c.

Calculele pe care le facem se referă la masele perfect omogeneizate și arse un timp suficient.

O justă apreciere a maselor refractare dolomitice se poate face dacă se consideră nu raportul brut CaO/SiO_2, indicat de compoziția chimică, ci raportul

$$\frac{\text{CaO combinat cu } SiO_2 + \text{CaO liber}}{SiO_2 \text{ combinat cu CaO}}$$

pe care îl numim *raport real*. Calculul lui R se poate face pornind dela compoziția chimică exprimată în procente moli sau procente greutate.

CALCULUL LUI R PORNIND DELA COMPOZIȚIA CHIMICĂ EXPRIMATĂ ÎN MOLI %

Trebue deosebite două cazuri, după valoarea raportului între oxidul de fier și cel de aluminiu:

a) $A < F$

$$R = \frac{C - (2F + 2A + 3Cr - 3P)}{S - (K+N + 0{,}5Ni + 0{,}5Mn)} \tag{1}$$

b) $A > F$

$$R = \frac{F + (3A + 3Cr + 3P)}{S - (K+N + 0{,}5Ni + 0{,}5Mn)} \tag{2}$$

Calculul lui R pornind dela compoziția chimică exprimată în procente greutate.

a) $\frac{Al_2O_3}{Fe_2O_3} < 0{,}64$

$$R = \frac{C - (0{,}702F + 1{,}1A + 1{,}107Cr + 1{,}185P)}{0{,}934S - (0{,}595K + 0{,}905N + 0{,}375Ni + 0{,}395Mn)} \tag{3}$$

b) $\frac{Al_2O_3}{Fe_2O_3} > 0{,}64$

$$R = \frac{C - (0{,}351F + 1{,}65A + 1{,}107Cr + 1{,}185P)}{0{,}934S - (0{,}595K + 0{,}905N + 0{,}375Ni + 0{,}395Mn)} \tag{4}$$

Formulele (1) (2) (3) (4) permit să se clasifice masele refractare ținând seama de paragenezele posibile date în tablourile Nr. 1 și Nr. 2; de asemenea ne permit calcularea raportului real al unei mase dolomitice.

Pentru exemplificare vom aplica aceste formule la calculul raportului real $\frac{CaO}{SiO_2} = R$ al cărămizii refractare dolomitice stabilizate, cu analiza chimică dată în tabloul Nr. 3.

Tabloul Nr. 3

Analiza chimică a unei cărămizi refractare dolomitice stabilizate

Oxizii componenţi	% greutate	% molare
CaO	41,31	37,26
SiO_2	12,96	10,92
Fe_2O_3	4,14	1,31
Al_2O_3	0,85	0,42
MgO	39,59	49,67
P_2O_5	1,13	0,40
MnO	0,02	0,02
	100,00	100,00

α) Vom face calculul pornind dela analiza chimică dată în moli%. Intru cât A < F, trebue să aplicăm formula (1):

$$R = \frac{37,26 - (2.1,31 + 2.0,42 + 3.0,40)}{10,92 - 0,5.0,02} =$$

$$= \frac{37,26 - (2,62 + 0,84 + 1,20)}{10,91} = \frac{37,26 - 4,66}{10,91} = \frac{32,60}{10,91} = 2,99.$$

β) Vom face calculul pornind dela analiza chimică dată în procente de greutate. Intru cât $\frac{Al_2O_3}{Fe_2O_3} < 0,64$, vom aplica formula (3)

$$R = \frac{41,31 - (0,702.4,14 + 1,1.0,85 + 1,185 . 1,13)}{0,934.12,96 - (0,395.0,02)} =$$

$$= \frac{41,31 - (2,906 + 0,935 + 1,339)}{12,10 - 0,01} = \frac{41,31 - 5,18}{12,09} = \frac{36,13}{12,09} = 2,99.$$

CALCULUL DIFERENŢEI DE CaO (*D*) LA UN MATERIAL DOLOMITIC

O altă mărime care caracterizează masele refractare dolomitice este *D*, care reprezintă diferenţa de CaO faţă de o masă cu un raport *R* dat.

Această diferenţă va avea semnul (—) dacă masa are un deficit de CaO faţă de masa cu *R* propus, sau semnul (+) în caz contrariu.

D poate fi exprimat în moli (D_m), dacă pornim dela analiza chimică molară, sau în procente greutate, când folosim în calcul compoziţia chimică exprimată în procente greutate.

Putem avea

a) A < F

$$D_m = [C - (2F + 2A + 3Cr + 3P)] - R[S - (K + N + 0,5Ni + 0,5Mn)] \quad (5)$$

sau

$$D = [C - (0,702F + 1,1A + 1,107Cr + 1,185P)] -$$
$$- R[0,934S - (0,595K + 0,905N + 0,375Ni + 0,395Mn)] \quad (6)$$

b) A > F

$$D_m = [C - (F + 3A + 3Cr + 3P)] - R[S - (K + N + 0{,}5\,Ni + 0{,}5\,Mn)] \quad (7)$$

$$D = [C - (0{,}351\,F + 1{,}65\,A + 1{,}107\,Cr + 1{,}185\,P)] =$$

$$= R[0{,}934\,S - (0{,}595K + 0{,}905\,N + 0{,}375Ni + 0{,}395\,Mn)]. \quad (8)$$

Valorile pe care le dăm lui R pentru a obține paragenezele dorite sunt cele din tabloul Nr. 2 corespunzătoare lui R exprimate în moli.

Luăm un exemplu în care D are semnul +, adică are un exces de CaO față de masa cu R propus ($R = 3$).

Tabloul Nr. 4

Analiza chimică a unei dolomite

	Dolomita brută % greutate	Dolomita brută adusă la 100%	Dolomita calcinată % greutate	Dolomita calcinată % molare
CaO	31,00	30,85	57,91	50,85
SiO_2	0,64	0,64	1,20	0,98
Fe_2O_3	0,45	0,45	0,84	0,26
Al_2O_3	0,52	0,52	0,98	0,47
MgO	20,65	20,55	38,58	47,12
MnO	0,26	0,26	0,49	0,32
P.C.	46,96	46,73	—	—
	100,48	100,00	100,00	100,00

α) Vom face calculul pornind dela analiza chimică dată în moli % (tabloul Nr. 4). Cum A > F, aplicînd formula (7), obținem

$$D_m = [50{,}85 - (0{,}26 + 3.0{,}47)] - 3(0{,}98 - 0{,}5.0{,}32) = + 46{,}72\% \text{ molare.}$$

β) Vom face calculul pornind dela analiza chimică dată în procente de greutate. Deoarece $\frac{Al_2O_3}{Fe_2O_3} > 0{,}64$, aplicînd formula (8) obținem

$$D = [57{,}91 - (0{,}351.0{,}84 + 1{,}65.0{,}98)] - 3\,[0{,}934.1{,}20 -$$

$$- 0{,}395.0{,}49] = + 53{,}21\% \text{ greutate.}$$

Pentru verificare, dacă înmulțim D_m cu coeficientul ce se obține din raportul dintre

$$\frac{\%\text{ greutate de CaO al dolomitei calcinate}}{\%\text{ moli de CaO al dolomitei calcinate}}$$

obținem D.

$$\text{Ex.: } 46{,}72.\frac{57{,}91}{50{,}85} = 53{,}21.$$

Să luăm acum un exemplu (tabloul Nr. 5) în care D are semnul −, adică are un deficit de CaO față de masa cu R propus.

Tabloul Nr. 5

Analiza chimică a unei serpentine

Oxizii componenţi	Serpentină brută % greutate	Serpentină brută adusă la 100%	Serpentină calcinată % greutate	Serpentină calcinată % molare
CaO	0,19	0,19	0,23	0,21
SiO_2	31,65	31,58	38,82	33,51
Fe_2O_3	8,40	8,36	10,28	3,34
Al_2O_3	2,32	2,32	2,85	1,45
MgO	38,98	38,89	47,80	61,47
MnO	0,02	0,02	0,02	0,02
P.C.	18,68	18,64	—	—
	100,24	100,00	100,00	100,00

α) Calculăm pe D pornind dela analiza chimică dată în moli %. Cum $A < F$, aplicăm formula (5) şi obţinem

$$D_m = [0,21 - (2.3,34 + 2.1,45)] - 3[33,51 - 0,5.0,20] = -109,87.$$

β) Calculăm pe D pornind dela analiza chimică dată în procente greutate. Deoarece $\frac{Al_2O_3}{Fe_2O_3} < 0,64$, aplicăm formula (6) şi obţinem

$$D = [0,23 - (0,702.10,28 + 1.2,85)] - 3[0,934.38,82 - 0,395.0,02] = -118,87.$$

CALCULUL AMESTECULUI DE MATERII PRIME ALE PRODUSELOR REFRACTARE DOLOMITICE DE UN RAPORT $\frac{CaO}{SiO_2}$ DAT

Calculul se va face utilizînd ca element de bază diferenţa de CaO (D).

Dolomita va participa cu un mare exces de CaO ($D > O$), serpentina cu un deficit de CaO ($D < O$).

Notăm diferenţa de CaO respectivă cu

D_p pentru masa refractară propusă

D_s pentru serpentina calcinată

D_d pentru dolomita calcinată

D_f pentru făina de oase calcinată.

Proporţia de materii prime în amestecul refractar va fi

x = procente de dolomită

y = procente de serpentină

q = procente de făină de oase

$x + y + q = 100$.

Intre D_p al masei pe care vrem să o realizăm şi proporţiile de materii prime există relaţia

$$D_p = \frac{xD_d + yD_s + qD_f}{100}$$

de unde

$$x = \frac{100\,D_p - (yD_s + qD_f)}{D_d}$$

sau făcând înlocuirea $y = 100 - (x + q)$ (9)

$$x = \frac{100\ (D_p - D_s) + q\,(D_s - D_f)}{D_d - D_s}.$$

Ca exemplu vom aplica formulele de mai sus la calculul amestecului al cărui raport real R vrem să fie $= 3$.

Vom utiliza materiile prime a căror analize chimice sunt redate în tabloul Nr. 6.

Tabloul Nr. 6

Analiza chimică a materiilor prime

Oxizii componenți	Dolomită %	Serpentină %	Făină de oase %
CaO	31,64	0,19	45,07
SiO_2	1,35	31,65	2,18
Fe_2O_3	0,92	8,40	0,54
Al_2O_3	0,02	2,32	0,19
MgO	20,55	38,98	—
P_2O_5	—	—	34,62
MnO	0,01	0,02	—
P.C.	45,90	18,68	15,78
	100,39	100,24	98,38

Analizele chimice ale materiilor prime trebue aduse la 100% (tabloul Nr. 7); în acest scop trebue să înmulțim fiecare oxid component al materiilor prime cu un coeficient de transformare.

Pentru oxizii componenți ai dolomitei înmulțim cu $\frac{100}{100,39} = 0,9961.$

Pentru oxizii componenți ai serpentinei înmulțim cu $\frac{100}{100,24} = 0,9976.$

Pentru oxizii componenți ai făinii de oase înmulțim cu $\frac{100}{98,38} = 1,0165.$

Tabloul Nr. 7

Analiza chimică a materiilor prime adusă la 100%

Oxizii componenți	Dolomită	Serpentină	Făină de oase
CaO	31,52	0,19	45,81
SiO_2	1,34	31,58	2,22
Fe_2O_3	0,92	8,36	0,55
Al_2O_3	0,02	2,32	0,19
MgO	20,47	38,89	—
P_2O_5	—	—	35,19
MnO	0,01	0,02	—
P.C.	45,72	18,64	16,04
	100,00	100,00	100,00

Analizele chimice ale materiilor prime trebue recalculate la substanţa calcinată; pentru aceasta înmulţim fiecare component al dolomitei, serpentinei şi făinii de oase din tabloul Nr. 7 cu coeficientul de transformare:

Pentru dolomită $\frac{100,00}{100-45,72} = 1,8423.$

Pentru serpentină $= \frac{100,000}{100-18,64} = 1,2291.$

Pentru făina de oase $= \frac{100,00}{100-16,04} = 1,1910.$

Rezultatele obţinute sunt trecute în tabloul Nr. 8.

Tabloul Nr. 8

Analiza chimică a materiilor prime recalculată pentru substanţa calcinată

Oxizii componenţi	Dolomită	Serpentină	Făină de oase
CaO	58,07	0,23	54,56
SiO_2	2,47	38,82	2,64
Fe_2O_3	1,69	10,28	0,66
Al_2O_3	0,04	2,85	0,23
MgO	37,71	47,80	—
P_2O_5	—	—	41,91
MnO	0,02	0,02	—
	100,00	100,00	100,00

Vom calcula diferenţa de CaO (D) a dolomitei, serpentinei şi făinii de oase. Astfel

$$D_d = [58,07 - (0,702 \cdot 1,69 + 1,1 \cdot 0,04)] - 3[0,934 \cdot 2,47 - (0,395 \cdot 0,02] =$$
$$= [58,07 - (1,1864 + 0,044)] - 3[2,31 - (0,0079)] =$$
$$= [58,07 - (1,2304)] - 3[2,302] = 56,8396 - 6,906 = + 49,93$$

$$D_s = [0,23 - (0,702.10,28 + 1,1 \cdot 2,85)] - 3[0,934 \cdot 38,82 - (0,395 \cdot 0,02)] =$$
$$= [0,23 - (7,2165 - 3,135)] - 3[36,26 - (0,0079)] = [0,23 -$$
$$- (10,35)] - 3[(36,2521)] = - 118,87$$

$$D_f = [54,56 - (0,702.0,66 + 1,1 \cdot 0,23 - 1,185 \cdot 41,91)] - 3[0,934.2,64] =$$
$$= [54,56 - (0,46 + 0,25 + 49,66)] - 3(2,46) = - 3,22.$$

Fixăm procentul de făină de oase împărţind $\frac{100}{41,9} = 2,39\%$ (sau rotunjind $= 2,50\%$).

Pentru a obţine procentul de dolomită (x) vom aplica formula (9). $D_p = 0$, întru cât am fixat anticipat că $R = 3$.

$$x = \frac{100(+ 118,87) + 2,5(- 118,87 + 3,22)}{49,93 + 118,87} = 68,71$$

deci

$$68{,}71 + y + 2{,}50 = 100$$

de unde

$$y = 28{,}79.$$

Amestecul se va compune din:

Dolomită .....68,71 %
Serpentină .....28,79 %
Făină de oase.....2,50 %
100,00 %

Compoziția chimică a amestecului de materii prime în proporțiile date, va fi cea din tabloul Nr. 9.

Tabloul Nr. 9

Compoziția chimică a amestecului obținut

Oxizii componenți	68,71 % dolomită calcinată %	28,79 % serpentină calcinată %	2,50% făină de oase calcinată %	Compoziția chimică a amestecului %
CaO	39,900	0,066	1,364	41,330
SiO_2	1,697	11,176	0,066	12,939
Fe_2O_3	1,161	2,960	0,017	4,138
Al_2O_3	0,027	0,821	0,005	0,853
MgO	25,911	13,761	—	39,672
P_2O_5	—	—	1,048	1,048
MnO	0,014	0,006	—	0,020
	68,710	28,790	2,500	100,00

Spre verificare vom calcula raportul real (R) al amestecului. Cum $\frac{Al_2O_3}{Fe_2O_3} <$ $< 0{,}64$, vom aplica formula (3) și vom obține

$$R = \frac{41{,}330 - (0{,}702.4{,}138 - 1{,}1.0{,}853 + 1{,}185.1{,}048)}{0{,}934.12{,}939 - (0{,}395.0{,}020)} =$$

$$= \frac{41{,}330 - (2{,}90488 - 0{,}93830 - 1{,}24188)}{12{,}085026 - 0{,}0079} = 3{,}00.$$

Raportul obținut este cel propus, ceea ce dovedește justețea calculului. Vom face calculul apoi pentru materiile prime uscate (tabloul Nr. 10). Pentru aceasta vom înmulți procentul de materii prime calcinate cu coeficienții de transformare respectivi și vom aduce la 100 %.

Pentru dolomită ....= 1,8423
Pentru serpentină ....= 1,2291
Pentru făină de oase ..= 1,191

Presupunem că dolomita are 5% umiditate, serpentina 8% şi făina de oase 2%. Vom recalcula proporţiile pentru substanţa umedă. Pentru aceasta în-

Tabloul Nr. 10

Amestecul de materii prime recalculat pentru substanţa calcinată

Materii prime	Calcinate	Uscate	
		părţi	%
Dolomită	68,71	126,58	76,74
Serpentină	28,79	35,39	21,46
Făină de oase	2,50	2,97	1,80
	100,00	164,94	100,00

Tabloul Nr. 11

Recalcularea amestecului de materii prime pe substanţa cu umiditatea naturală

Materii prime	Umede	
	părţi	%
Dolomită	80,57	76,31
Serpentină	23,18	21,95
Făină de oase	1,84	1,74
	105,59	100,00

mulţim procentul de umiditate cu procentul de substanţă uscată şi împărţim la 100, coeficientul obţinut îl adunăm la procentul de substanţă uscată. Apoi aducem % (tabloul Nr. 11).

CALCULUL COMPOZIŢIEI MINERALOGICE A PRODUSELOR REFRACTARE DOLOMITICE

Din cele expuse în această lucrare, s'a putut vedea că din punctul de vedere al calităţilor refractare, sunt interesante numai acele produse care au R (raportul real $\frac{CaO}{SiO_2}$) între 2 şi 3. De aceea, la calcularea compoziţiei mineralogice nu ne vom ocupa decât de produsele refractare dolomitice cu $2 \leqslant R \leqslant 3$.

A. In primul rând vom face calculul compoziţiei mineralogice a produselor refractare dolomitice, pornind dela analiza lor chimică exprimată în % molare.

Putem avea două cazuri: *a)* $Al_2O_3 : Fe_2O_3 < 1$ şi *b)* $Al_2O_3 : Fe_2O_3 > 1$.

a) In cazul când $Al_2O_3 : Fe_2O_3 < 1$, vom aplica următoarea serie de formule:

$$MgO = M \tag{10}$$

$$3CaO.SiO_2 = [C - (2F + 2A + 3Cr + 3P)] - 2[S - (K + N + 0{,}5Ni + 0{,}5Mn)] \tag{11}$$

$$2CaO.SiO_2 = 3[S - (K + N + 0{,}5Ni + 0{,}5Mn)] - [C - (2F + 2A + 3Cr + 3P)] \tag{12}$$

$$4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3 = A \tag{13}$$

$$2CaO.Fe_2O_3 = F - A \tag{14}$$

$$3CaO.Cr_2O_3 = Cr \tag{15}$$

$$3CaO.P_2O_5 = P \tag{16}$$

$$K_2O.SiO_2 = K \tag{17}$$

$$Na_2O.SiO_2 = N \tag{18}$$

$$2NiO.SiO_2 = 0{,}5\ Ni \tag{19}$$

$$2MnO.SiO_2 = 0{,}5\ Mn \tag{20}$$

b) In cazul când $Al_2O_3 : Fe_2O_3 > 1$, vom aplica următoarea serie de formule:

$$MgO = M \tag{21}$$

$$3CaO.SiO_2 = [C-(F + 3A + 3Cr + 3P)] - 2[S-(K+ N + + 0{,}5Ni + 0{,}5\ Mn)] \quad (22)$$

$$2CaO.SiO_2 = 3[S - (K + N + 0{,}5Ni + 0{,}5Mn)] - [C - (F + + 3A + 3Cr + 3P)] \quad (23)$$

$$4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3 = F \quad (24)$$

$$3CaO.Al_2O_3 = A - F \quad (25)$$

$$3CaO.Cr_2O_3 = Cr \quad (26)$$

$$3CaO.P_2O_5 = P \quad (27)$$

$$K_2O.SiO_2 = K \quad (28)$$

$$Na_2O.SiO_2 = N \quad (29)$$

$$2NiO.SiO_2 = 0{,}5\ Ni \quad (30)$$

$$2MnO.SiO_2 = 0{,}5\ Mn \quad (31)$$

Pentru a aduce la 100%, vom înmulți cu coeficientul $\frac{100}{\varepsilon}$, unde ε este suma numărului de moli a tuturor mineralelor.

Rezultatul obținut va exprima compoziția mineralogică în % molare.

B. Calculul compoziției mineralogice a produselor refractare dolomitice se poate face și pornind dela analiza lor chimică exprimată în % greutate.

a) In cazul când $Al_2O_3:Fe_2O_3 < 0{,}64$, vom aplica următoarea serie de formule:

$$MgO = M \quad (32)$$

$$3CaO.SiO_2 = 4{,}071\{[C-(0{,}702F + 1{,}100A + 1{,}107Cr + 1{,}185P)] - - 1{,}867[S - (0{,}638K + 0{,}969\ N + 0{,}402Ni + 0{,}428Mn)]\} \quad (33)$$

$$2CaO.SiO_2 = 2{,}867\{3[S- (0{,}638K + 0{,}969N + 0{,}402Ni + 0{,}428Mn)]- - 1{,}071\,[C - (0{,}702\,F + 1{,}100A + 1{,}107\,Cr + 1{,}185P)]\} \quad (34)$$

$$4CaO.Fe_2O_3.Al_2O_3 = 4{,}767\ A \quad (35)$$

$$2CaO.Fe_2O_3 = 1{,}702\ (F + 1{,}567A) \quad (36)$$

$$3CaO.Cr_2O_3 = 2{,}107\ Cr \quad (37)$$

$$3CaO.P_2O_5 = 2{,}187\ P \quad (38)$$

$$K_2O.SiO_2 = 1{,}638\ K \quad (39)$$

$$Na_2O.SiO_2 = 1{,}969\ N \quad (40)$$

$$2NiO.SiO_2 = 1{,}402\ Ni \quad (41)$$

$$2MnO.SiO_2 = 1{,}428\ Mn \quad (42)$$

b) In cazul când $Al_2O_3: Fe_2O_3 > 0{,}64$, vom aplica următoarea serie de formule:

$$MgO = M \quad (43)$$

$$3CaO.SiO_2 = 4{,}071\{[C-(0{,}351F + 1{,}651A + 1{,}107Cr + 1{,}185P)] - - 1{,}187[S - (0{,}638K + 0{,}969N + 0{,}402Ni + 0{,}428Mn)]\} \quad (44)$$

$$2CaO.SiO_2 = 2{,}867\{3[S-(0{,}638K + 0{,}969N + 0{,}402Ni + 0{,}428Mn)] - 1{,}071[C-(0{,}351F + 1{,}650A + 1{,}107Cr + 1{,}185P)]\} \quad (45)$$

$$4CaO.Fe_2O_3.Al_2O_3 = 3{,}044\ F \quad (46)$$

$$3CaO.Al_2O_3 = 2{,}650\ (A - 0{,}638F) \quad (47)$$

$$3CaO.Cr_2O_3 = 2{,}107\ Cr \quad (48)$$

$$3CaO.P_2O_5 = 2{,}187\ P \quad (49)$$

$$K_2O.SiO_2 = 1{,}638\ K \quad (50)$$

$$Na_2O.SiO_2 = 1{,}969\ N \quad (51)$$

$$2NiO.SiO_2 = 1{,}402\ Ni \quad (52)$$

$$2MnO.SiO_2 = 1{,}428\ Mn \quad (53)$$

Exemple

α) Vom calcula compoziţia mineralogică a produsului refractar dolomitic, a cărui analiză chimică exprimată în procente molare este redată în tabloul Nr. 3.

$Al_2O_3:Fe_2O_3 < 1$, vom aplica serie de formule (10) — (20)

$$MgO = 49{,}67$$

$$3CaO.SiO_2 = [37{,}26 - (2.1{,}31 + 2.0{,}42 + 3.0{,}40)] - 2[10{,}92 - (0{,}5.0{,}02)] = [37{,}26 - (2{,}62 + 0{,}84 + 1{,}20)] - 2[10{,}91] = [37{,}26 - 4{,}66] - 21{,}82 = 10{,}78.$$

$$2CaO.SiO_2 = 3[10{,}92 - (0{,}5.0{,}02)] - [37{,}26 - (2.1{,}31 + 2.0{,}42 + 3.0{,}40)] = 32{,}73 - [37{,}26 - 4{,}66] = 0{,}13$$

$$4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3 = 0{,}42$$

$$2CaO.Fe_2O_3 = 1{,}31 - 0{,}42 = 0{,}89$$

$$3CaO.P_2O_5 = 0{,}40$$

$$2MnO.SiO_2 = 0{,}5.0{,}02 = 0{,}01.$$

Aducem la 100%, înmulţind cu coeficientul $\frac{100}{62{,}30} = 1{,}6051$

$$MgO = 79{,}73$$

$$3CaO.SiO_2 = 17{,}30$$

$$2CaO.SiO_2 = 0{,}21$$

$$4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3 = 0{,}67$$

$$2CaO.Fe_2O_3 = 1{,}43$$

$$3CaO.P_2O_5 = 0{,}64$$

$$2MnO.SiO_2 = 0{,}02$$

$$100{,}00\%.$$

β) Vom calcula compoziția mineralogică a aceluiași produs refractar dolomitic de mai sus, analiza chimică fiind exprimată în procente de greutate redate în tabloul Nr. 3.

$Al_2O_3.Fe_2O_3 < 0{,}64$, vom aplica seria de formule (32) — (42)

MgO $= 39{,}59$

$3CaO.SiO_2 = 4{,}071\{[41{,}31 - (0{,}702.4{,}14 + 1{,}100.0{,}85 + 1{,}185.1{,}13)] - 1{,}867[12{,}96 - (0{,}428.0{,}02)]\} = 4{,}071\{[41{,}31 - (2{,}906 + 0{,}935 + 1{,}339)] - 1{,}867[12{,}95]\} = 4{,}071\{[(41{,}31 - 5{,}180) - 24{,}177]\}$ $= 48{,}66$

$2CaO.SiO_2 = 2{,}867\{3[12{,}96 - (0{,}428.0{,}02)] - 1{,}071[41{,}31 - (0{,}702.4{,}147 + 1{,}100.0{,}85 + 1{,}185.1{,}13)]\} = 2{,}867\{[38{,}85] - 1{,}071[41{,}31 - (5{,}180)]\} = 2{,}867[38{,}85 - 38{,}69]$ $= 0{,}46$

$4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3 = 4{,}767.0{,}85$ $= 4{,}05$

$2CaO.Fe_2O_3 = 1{,}702\ (4{,}14 - 1{,}567.0{,}85)$ $= 4{,}78$

$3CaO.P_2O_5 = 2{,}187\ (1{,}13)$ $= 2{,}47$

$2MnO.SiO_2 = 1{,}428.0{,}02$ $= 0{,}03$

Total 100,00%

γ) Vom calcula acum compoziția mineralogică a amestecului refractar dolomitic al cărui raport real este $R = 3$ cu compoziția chimică redată în tabloul Nr. 9:

$Al_2O_3:Fe_2O_3 < 0{,}64$, aplicăm formulele (32) — (42)

MgO $= 39{,}67$

$3CaO.SiO_2 = 4{,}071\{(41{,}33 - (0{,}702.4{,}138 + 1{,}1.0{,}853 + 1{,}185.1{,}048)] - 1{,}867[12{,}939 - (0{,}428.0{,}20)]\} = 4{,}071\{[41{,}330 - (2{,}905 + 0{,}938 + 1{,}242)] - 1{,}867[12{,}939 - 0{,}008]\} = 4{,}071\{[36{,}245 - 24{,}142]\}$ $= 49{,}27$

$2CaO.SiO_2 = 2{,}8673\{[12{,}939 - (0{,}428.0{,}020)] - 1{,}071[41{,}33 - (0{,}702.4{,}138 + 1{,}10.0{,}853 + 1{,}185.1{,}048)]\}$ $= -0{,}08$

$4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3 = 4{,}767.0{,}85$ $= 4{,}05$

$2CaO.Fe_2O_3 = 1{,}702(4{,}138 - 1{,}567.0{,}853)$ $= 4{,}77$

$3CaO.P_2O_5 = 2{,}187.1{,}048$ $= 2{,}29$

$2MnO.SiO_2 = 1{,}428.0{,}02$ $= 0{,}03$

Total $= 100{,}00\%$

★

In lucrarea de faţă s'au stabilit formule de calcul care permit:
— aprecierea calităţii materiilor prime dolomitice;
— dozarea materiilor prime în proporţiile necesare obţinerii unei mase refractare dolomitice stabilizate;
— stabilirea compoziţiei mineralogice a maselor refractare dolomitice.

К ИССЛЕДОВАНИЮ ДОЛОМИТОВЫХ ОГНЕУПОРОВ РАСЧЕТ ДОЛОМИТОВЫХ МАСС

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В порядке исследования были установлены расчетные формулы допускающие:
— определение качества доломитового сырья;
— дозировку сырья в пропорциях, необходимых для получения огнеупорных доломитовых водоустойчивых масс, с заданными химическим составом и свойствами.
— определение минералогического состава доломитовых огнеупоров.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DES MATÉRIAUX RÉFRACTAIRES DE DOLOMIE. LE CALCUL DES MASSES DOLOMITIQUES

(RÉSUMÉ)

Dans cette étude on a élaboré des formules qui permettent:
— d'estimer la qualité des matières premières pour la fabrication des produits réfractaires de dolomie;
— de doser les matières premières dans les proportions nécessaires pour obtenir des masses réfractaires de dolomie stabilisée, ayant une composition et des caractéristiques fixées par avance;
— d'établir la composition minéralogique des produits réfractaires de dolomie.

BIBLIOGRAFIE

1. Beleankin D. S., Ivanov B. V., Lapin V. V., *Petrografia tehniceskovo kamnea.* Izdatelstvo Akademii Nauk SSSR, Moscova, 1952.
2. Betehtin A. G., *Kurs Mineraloghii*, Gostghevlizdat, Moscova, 1951.
3. Budnikov P. P., Berejnoi A. S., *Reakţii v tverdom sostoiania.* Promstroizdat, Moscova, 1949.
4. Kukolev G. V., *Dolomitovii ogneuporî.* Promstroizdat, Moscova, 1950.
5. Ghinsberg A. S., *Experimentalnaia petrografia.* Izdatelstvo Leningradskovo Universitete, Leningrad, 1951.
6. Jung V. N., *Osnovî tehnologhii veajnstih veştertv.* Promstroizdat, Moscova, 1951.
7. Rait J. R., *Basic Refractories.* Iliffe, Londra, 1950.
8. Solacolu S., Revista de Chimie A.S.I.T., 1950, Nr. 4—5, p. 4.
9. Siniansky V., Kissling Al., Solomon L., Studii şi Cercetări de Mecanică şi Metalurgie, 1953, an. IV.
10. *** *Manualul Inginerului Chimist.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1951, v. 1.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 – 2, 1954

REFERATE

UN APARAT PENTRU STUDIUL TENSIUNILOR PRIN METODA OPTICĂ

DE

M. ARCAN şi ED. NICOLAU

Institutele şi birourile de proiectare din ţara noastră astăzi, în perioada de construire a socialismului, trebue să facă faţă unor probleme de construcţie care, prin caracterul lor specific, cât şi prin numărul lor ridicat, pun pe primul plan înzestrarea acestora cu laboratoare de studii pe modele.

Studiile pe modele devin cu atât mai necesare în cazul proiectării pieselor de maşini sau a elementelor de construcţii, care, prin forma şi modul de solicitare, duc, pentru soluţii exacte, la studii matematice foarte laborioase şi uneori nesoluţionate încă.

Metoda optică pentru studiul tensiunilor constitue astăzi un mijloc foarte precis pentru determinarea distribuţiei şi mărimii eforturilor unitare, în special în zonele de concentrări de tensiuni, punctele de inflexiune la barele cadrelor etc. Inginerii renunţă, din ce în ce mai mult, la părerea greşită cu privire la posibilităţile şi precizia redusă a metodei. Astăzi, metoda optică de cercetare a tensiunilor poate răspunde nu numai calitativ, ci şi cantitativ problemelor de proiectare, reducând cu mult calculele laborioase corespunzătoare. Inafară de aceasta, nu poate fi nesocotit faptul că nicio altă metodă nu este atât de sugestivă în ceea ce priveşte demonstrarea modului în care piesa se opune forţelor care reacţionează asupra ei şi, din acest punct de vedere, nu poate fi neglijată însemnătatea metodei pentru învăţământ.

In U.R.S.S. metoda a căpătat o puternică desvoltare şi o largă răspândire, iar în institutele de cercetări şi cele de învăţământ superior s'au organizat laboratoare bine înzestrate pentru cercetarea tensiunilor prin această metodă.

Colectivul nostru de fotoelasticitate din Institutul de Mecanică Aplicată şi Metalurgie dispune de un aparat de fotoelasticimetrie construit în atelierele institutului pe baza proiectului elaborat de colectiv. Aparatul a fost construit în anul 1951, folosind polaroizi mici de diametru $\varnothing = 32$ mm, şi a fost apoi modificat pentru polaroizi mari de diametru $\varnothing = 200$ mm.

In cele ce urmează se vor descrie în mod concis aparatul şi dispozitivele necesare efectuării studiilor de fotoelasticimetrie. Recomandările care se fac se bazează pe experienţa colectivului nostru în această activitate.

Se ştie că un model, executat dintr'un material transparent, manifestând proprietăţi de birefringenţă accidentală, prezintă, când este examinat în lumină polarizată rectiliniu, două familii de curbe, şi anume:

— o familie de curbe *izoclinele*, care se obţin prin rotirea simultană a polaroizilor,

— o familie de curbe, *izocromaticele*, care se observă simultan.

Izoclinele ne informează asupra direcţiei tensiunilor principale în fiecare punct al modelului solicitat şi dau prin integrare grafică izostaticele.

Izocromaticele ne informează asupra mărimii tensiunii tangenţiale maxime în fiecare punct al modelului.

Izoclinele şi izocromaticele constitue *elementele experimentale* cu care se porneşte la efectuarea cercetării distribuţiei tensiunilor într'un model, folosind metoda optică de studiu a tensiunilor (fotoelasticimetria).

APARATUL DE FOTOELASTICIMETRIE

Sursa de lumină. Se pot distinge două tipuri de fotoelasticimetre, şi anume: 1) cu dispozitiv de proiecţie, 2) pentru examinarea directă a modelului. In cazul în care este necesară o imagine proiectată pe ecran, în special la prezentarea unei imagini mărite pentru demonstraţie, modelul trebue să fie foarte intens iluminat. Se poate obţine un fascicul paralel de lumină cu diametrul de 20 cm suficient de intens, dacă se întrebuinţează o sursă incandescentă de 500 W, cu filamentul concentrat pe o suprafaţă mică, echivalentă cu o sursă strălucitoare punctiformă. Becurile de proiecţie cinematografică sunt foarte indicate în acest scop, deoarece, înafară de strălucire mare, ele au şi un volum relativ mic. In timpul funcţionării becul trebue răcit cu un ventilator corespunzător.

Dispozitivul nostru foloseşte un vechi aparat de filmat, mic, recondiţionat, căruia i s'a scos filtrul de mică şi i s'a blocat obturatorul.

Pentru a obţine o sursă monocromatică s'a aşezat în faţa sursei de lumină un filtru corespunzător. Noi am folosit un filtru roşu de fotografiat, care se aplică peste obiectivul aparatului de proiecţie. De asemenea, am folosit şi filtre monocromatice de interferenţă.

Problema monocromatorului este însă mai dificilă, pentrucă filtrul absoarbe cea mai mare parte a energiei furnizate de sursă. Fasciculul este deci practic prea slab şi imaginea nu este suficient de luminoasă. Filtrul roşu de fotografiat nu este riguros monocromatic şi de aceea lasă un fascicul suficient de intens pentru ca imaginea proiectată să fie clară. Filtrul de interferenţă (lungimea de undă ce trece este dată cu o aproximaţie de 1 mμ) furnizează o imagine prea puţin luminoasă pentru a putea fi proiectată. El poate fi folosit la examinarea directă a modelului, prin analizor.

Pentru legătura sursei de lumină la reţea, se întrebuinţează în circuit o rezistenţă variabilă după care, cu un voltmetru, se verifică în permanenţă tensiunea de lucru, deoarece tensiunea în reţea nu este constantă şi se poate distruge becul de proiecţie.

Dacă modelul nu se proiectează ci se examinează direct, sursa de lumină trebuie să aibă o suprafaţă mare şi o strălucire slabă şi uniformă pe întreaga ei suprafaţă. Se foloseşte în acest caz o cutie de $40 \times 40 \times 20$ cm cu un capac (40×40) din sticlă albă lăptoasă (fig. 1). In interiorul cutiei sunt dispuse simetric 4 becuri de 60 — 100 W. Pentru lumină monocromatică s'a fixat în

centrul cutiei o lampă cu vapori de sodiu sau de mercur. Modelul se aşează între polarizor şi analizor fără lentile şi examinarea se face direct prin transparenţa analizorului.

Polariscopul (fig. 2 şi fig. 3). Este compus din doi polaroizi-polarizor şi analizor — de 20 cm diametru. Mărimea modelului este limitată de diametrul fasciculului paralel de lumină furnizat de sistemul de lentile. Dacă diametrul polaroizilor este inferior celui al fasciculului paralel, respectiv al lentilei ce dă fasciculul paralel, atunci lentila va fi aşezată între polaroizi. In acest caz, lentila trebue să fie liberă de orice tensiuni, altfel tensiunile proprii — aşa numita cruce de Malta — se vor suprapune pe acelea ale modelului. O asemenea lentilă este foarte greu de realizat şi de aceea se recurge la polaroizi cât mai mari, pentru a putea aşeza lentilele în afara polaroizilor. Astfel diametrul polaroizilor limitează practic dimensiunile modelului.

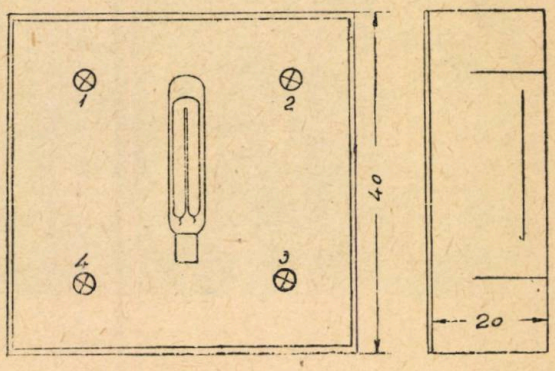


Fig. 1

Polaroizii sunt fixaţi în câte un cadru care se poate roti. Printr'un dispozitiv corespunzător, rotaţia polaroizilor se poate face simultan şi cu acelaşi unghi. Intre cele două plăci polaroide vom avea un fascicul paralel de lumină polarizată liniar după planul de polarizare al polarizorului. Izoclinele — care depind de orientarea planului de polarizare — se vor obţine aşezând polaroizii încrucişaţi. Fiecărei poziţii a polaroizilor încrucişaţi îi corespunde o izoclină determinată. La rotirea polaroizilor încrucişaţi, banda de extincţie măturâ modelul trecând prin izoclinele corespunzătoare diferitelor înclinări ale planelor de polarizare ale polaroizilor. In acelaşi timp, în cazul materialelor optic-active, izocromaticele — care nu depind de orientarea polaroizilor — apar suprapuse izoclinelor astfel, încât, în cazul luminii monocromatice, când izoclinele şi izocromaticele sunt negre, diferenţierea lor este dificilă. De asemenea, în lumină albă, izocromatele de ordinul zero ($\sigma_1 - \sigma_2 = 0$) sunt tot negre ca şi izoclinele, ceea ce provoacă confuzii. Pentru eliminarea izoclinelor se poate fixa peste polaroizi, pe feţele dintre aceştia, câte o lamă, sfert de undă, cu axele la 45° faţă de planele de polarizare ale polaroizilor.

Polaroizii şi lamele sfert de undă sunt fixate fiecare între două plăci de sticlă, ceea ce le dă rigiditate şi le apără de sgârieturi. Plăcile polaroide sunt preparate din cristale de herapatită (periodit de sulfat de chinină) înglobate într'o masă lamelară de nitroceluloză. Cristalele sunt orientate prin laminare sau trecând o masă fluidă ce le conţine printr'un câmp electric sau magnetic, încât axele lor să fie paralele. Obţinerea luminii polarizate liniar se bazează pe de o parte pe anizotropia optică şi pe de altă parte pe proprietatea de dichroism a cristalelor de herapatită. (Dichroismul este diferenţa între coeficienţii de absorpţie pentru cele două raze, ordinară şi extraordinară). Herapatita este atât de puternic dichroică, încât absoarbe aproape complet raza ordinară. Lamele sfert de undă sunt din foi de celofan. Celofanul, care este

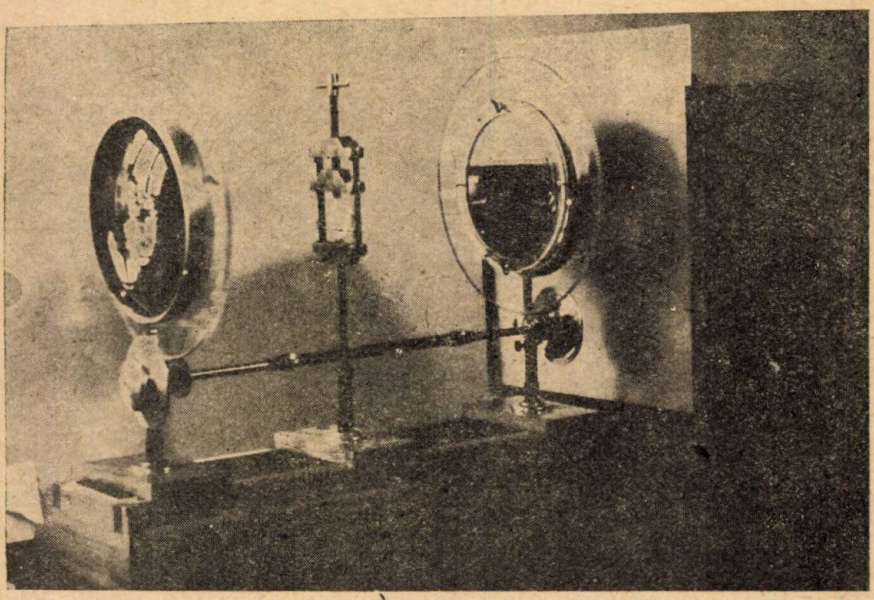


Fig. 2

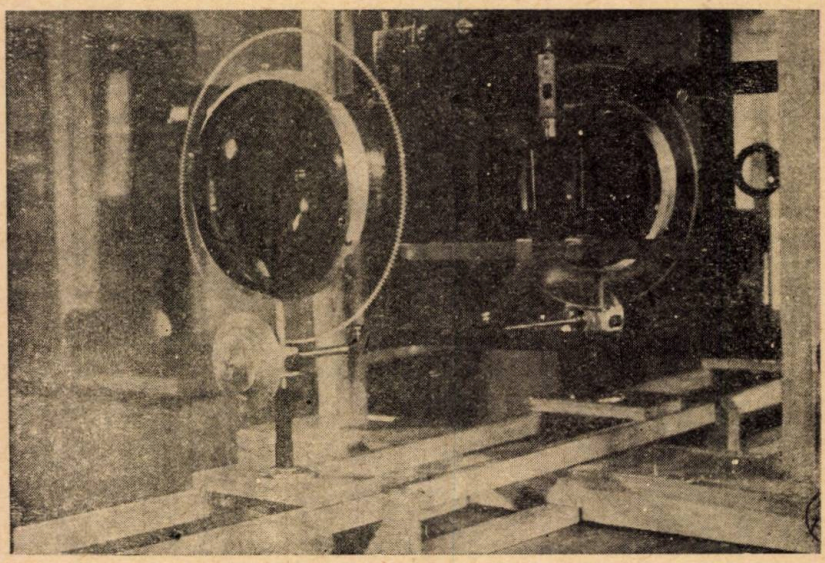
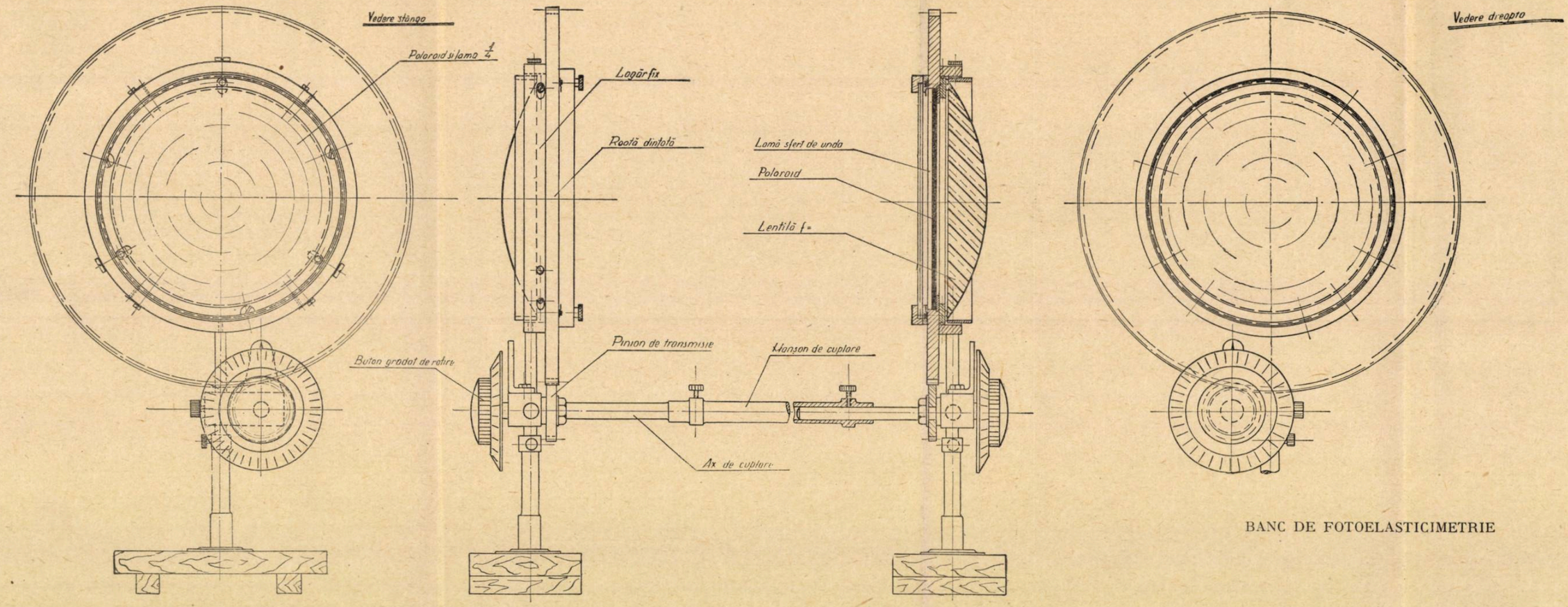


Fig. 3



BANC DE FOTOELASTICIMETRIE

Fig. 4

o celuloză regenerată, transparentă, are proprietăţi de birefringenţă datorită pe de o parte celulozei şi pe de altă parte modului de preparare (laminare). Lamele sfert de undă întrebuinţate la acest aparat corespund lungimii de undă a radiaţiei galbene a sodiului, 589,3 mμ.

Dispozitivul de rotire simultană a polaroizilor (fig. 4) este necesar în cazul examinării izoclinelor. Izoclina este locul geometric al punctelor în care tensiunile principale sunt egal înclinate. Aşa cum s'a mai spus, ele apar pe baza legii calitative a fotoelasticităţii şi sunt vizibile când cele două plăci polaroide sunt astfel dispuse încât planele lor de vibraţie sunt perpendiculare între ele.

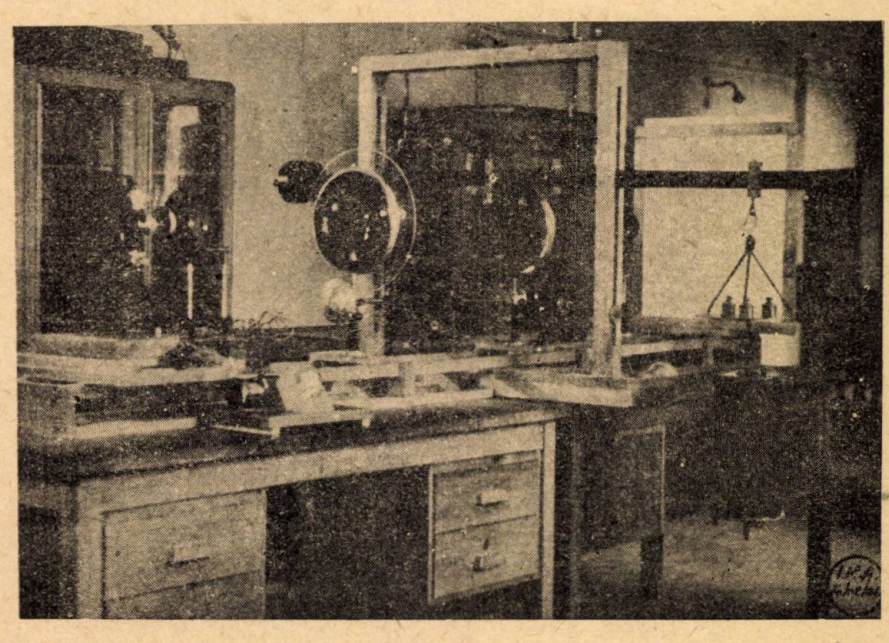


Fig. 5

Pentru a obţine direcţiile tensiunilor principale într'un punct al modelului, trebue să rotim polaroizii astfel încât planele lor de polarizare să coincidă cu direcţiile tensiunilor principale în acel punct. In acest moment prin acel punct trece o izoclină. Va trebui deci ca în timpul rotirii celor două plăci polaroide, să păstrăm perpendicularitatea planelor de polarizare a polaroizilor pentru a urmări evoluţia izoclinei pe suprafaţa modelului şi pentru a prinde momentul când izoclina trece prin punctul considerat.

Plăcile polaroide sunt fixate concentric cu o roată dinţată angrenată cu un pinion, coaxial cu un buton gradat, de care se poate manevra. Axele pinioanelor celor două plăci polaroide pot fi solidarizate între ele şi obligate să se rotească împreună cu ajutorul a două tije şi un manşon fixat de tije cu şuruburi de presiune. Butonul gradat axat pe tijă poate manevra ambele pinioane şi deci roti ambii polaroizi, simultan, în acelaşi sens şi cu acelaşi unghi. Dacă fixarea manşonului de legătură a fost făcută când polaroizii erau încrucişaţi (planele de polarizare perpendiculare între ele), atunci ei rămân în aceeaşi poziţie relativă în tot timpul rotirii.

BANC DE FOTOELASTICIMETRIE

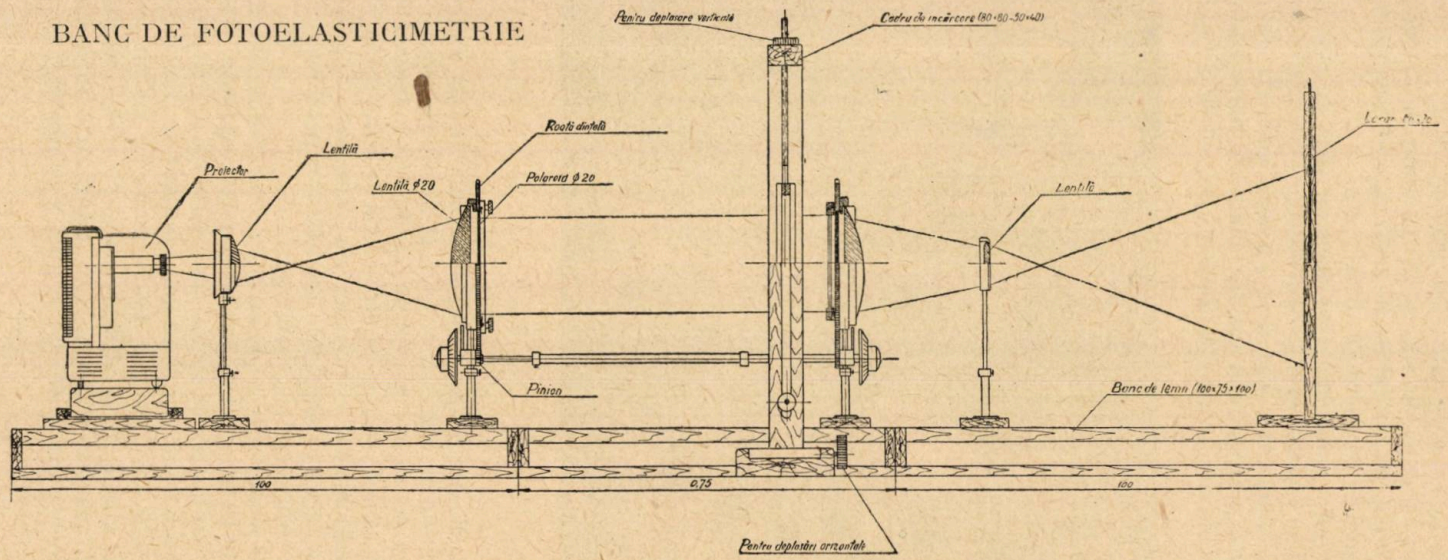


Fig. 6

Manevrarea şi citirea unghiului de rotaţie se face uşor şi permite examinarea izoclinelor în evoluţia lor, măturând întreaga suprafaţă a modelului.

Pentru obţinerea izoclinelor, polariscopul nu foloseşte lamele sfert de undă, în timp ce, pentru izocromatice ele sunt necesare. Pentru ca demontarea şi fixarea lamelor sfert de undă să se facă repede şi în mod corect (cu axele lor la 45° faţă de axele polaroizilor), s'a adoptat următorul sistem de prindere: fiecare polaroid este fixat împreună cu lama sfert de undă aferentă în poziţie relativă corectă; rama cu polaroid şi lama sfert de undă se pot fixa de roata dinţată cu ajutorul a două şuruburi, fie cu lama sfert de undă în spaţiul dintre polaroizi, fie cu lama sfert de undă înafară. In primul caz vom avea lumina polarizată circular, iar în al doilea caz, lamele sfert de undă neprimind lumină polarizată rectiliniu, nu-i schimbă caracterul. Se poate astfel trece într'un timp scurt dela lumina polarizată circular la lumina polarizată rectiliniu şi invers.

Dispozitivul de orientare a razelor de lumină şi de proiecţie (fig. 5 şi fig. 6) urmăreşte să folosească maximum posibil din energia luminoasă furnizată de sursă, să realizeze un fascicul paralel între polaroizi — astfel ca drumul geometric străbătut de lumină în toate punctele modelului să fie acelaşi — şi să obţină o proiecţie afină, mărită pe un ecran plan, micşorând la maximum aberaţiile de sfericitate.

Pentru a evita suprapunerea tensiunilor proprii ale lentilelor peste cele ale modelului, polaroizii nu cuprind între ei nicio lentilă. Inaintea polarizorului şi după analizor sunt două lentile de 20 cm diametru, cu distanţa focală cât mai mică, pentru ca lungimea bancului optic să fie minimă. Distanţa focală a lentilei noastre este $f = 35$ cm.

In faţa obiectivului aparatului de proiecţie se găseşte un sistem de lentile cu rol de condensator care concentrează fasciculul de lumină al proiectorului în focarul lentilei mari şi care va furniza deci un fascicul paralel.

La ieşirea din analizor, cea de a doua lentilă mare ($\varnothing = 20$ cm) dă o imagine deformată (distorsă) şi pentru corectare se mai foloseşte încă o lentilă.

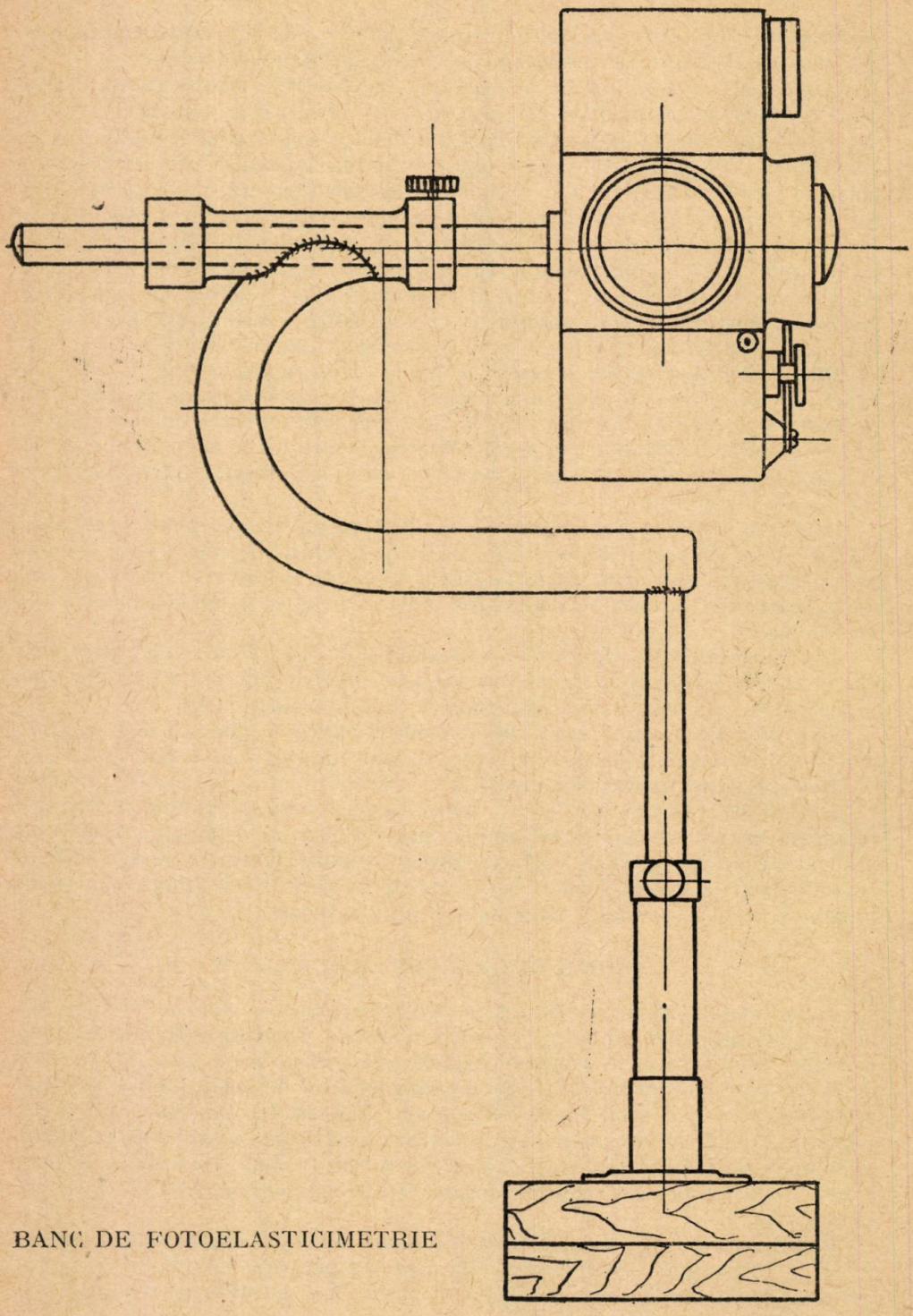
In dispozitivul indicat aici, imaginea este de 2 — 5 ori mai mare ca modelul.

Pentru fotografiere (fig. 7), un suport special permite fixarea aparatului fotografic în axul fasciculului de lumină. Suportul permite deplasarea aparatului atât pe orizontală cât şi pe verticală pentru o bună centrare a imaginii. Este recomandabil ca aparatul folosit să fie de tip « Exacta » cu oglindă, pentru ca imaginea să fie în prealabil examinată şi pusă la punct.

CADRUL DE ÎNCĂRCARE A MODELELOR

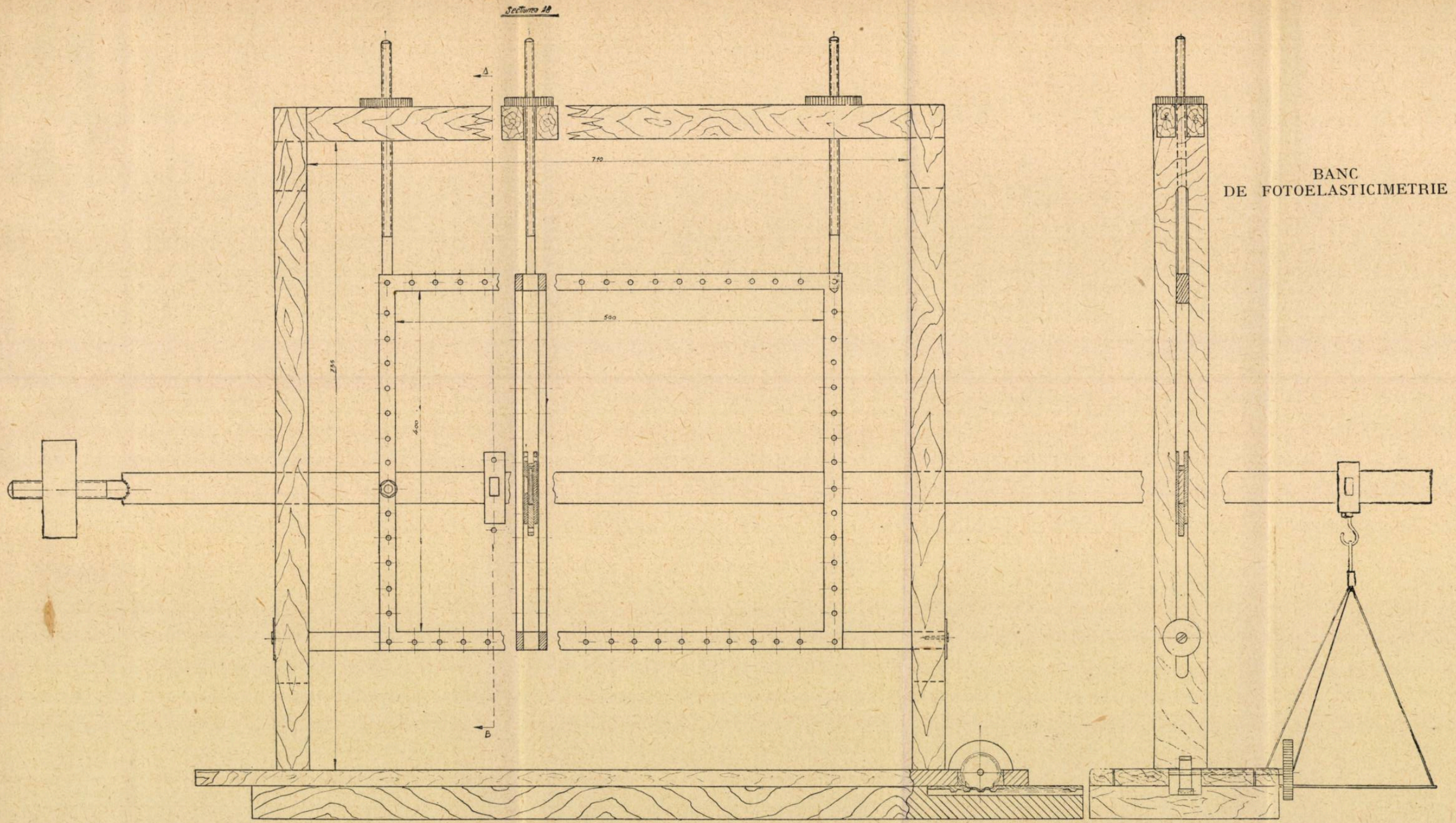
Solicitarea modelelor se poate face în diferite feluri. O metodă curentă este aceea a folosirii unei pârghii cu greutăţi etalonate. Modelul se fixează în mod convenabil între laturile cadrului metalic suficient de rigid, care poate avea deplasări verticale între limitele unui cadru exterior de lemn. Cadrul de lemn este fixat pe o platformă mobilă orizontală. In acest fel, modelul fixat şi încărcat în cadrul metalic poate căpăta deplasări verticale — împreună cu cadrul metalic — şi deplasări orizontale odată cu cadrul de lemn. Deplasarea în plan a modelului este necesară pentru aducerea lui în câmpul fasciculului paralel de lumină (fig. 8).

Cadrul metalic are dimensiunile interioare 40×50 cm şi este executat din două platbande distanţate cu 2 cm pentru a permite — între ele — solidarizarea traverselor de rezemare sau a dispozitivelor de încărcare a modelelor.



BANC DE FOTOELASTICIMETRIE

Fig. 7



BANC
DE FOTOELASTICIMETRIE

Fig. 8

Platbandele sunt găurite din 3 în 3 cm pentru fixarea cu un bulon a traverselor de susţinere.

Cadrul metalic se poate deplasa, ghidat, prin intermediul celor două ramuri ale sale ce pătrund în tăieturi practicate în laturile verticale ale cadrului de lemn. Deplasarea se poate obţine prin rotirea unor piuliţe de capăt pe doi tiranţi filetaţi care susţin cadrul metalic de latura superioară a cadrului de lemn.

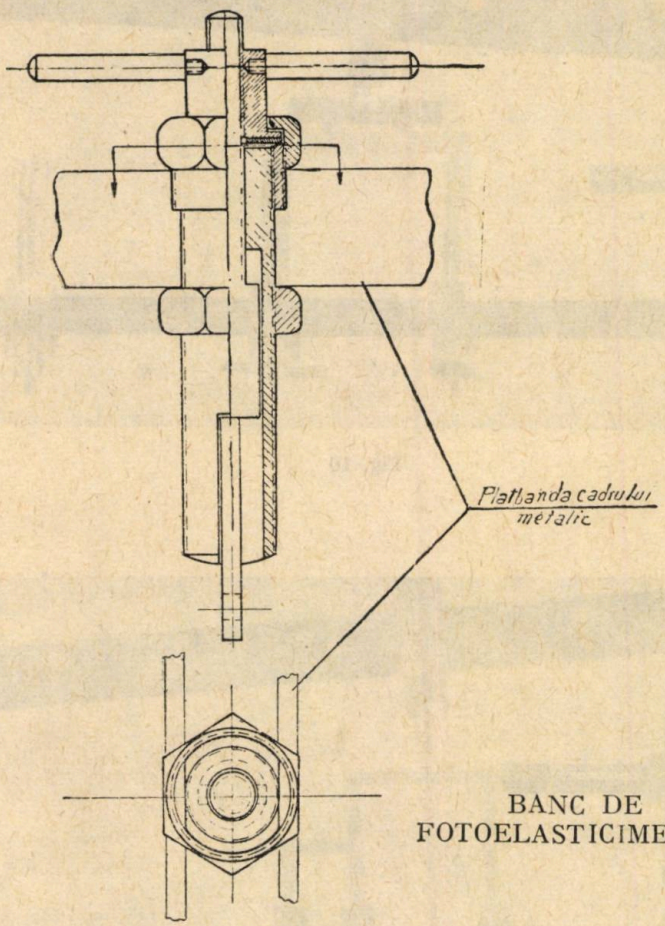


Fig. 9

Cadrul de lemn are dimensiunile interioare 80 × 80 cm şi este executat din rigle (8 × 4) fixate pe o placă de lemn ce poate aluneca, ghidată, deasupra unei platforme. Deplasarea orizontală a cadrului se obţine prin rotirea unui pinion, cu axul fixat în placa de lemn, într'o şină dinţată solidarizată de platforma de dedesubt, imobilă.

Fixarea modelelor se face fie direct de cadrul metalic prin intermediul dispozitivelor de fixare descrise mai jos, fie de traverse ce se pot aşeza la mică înălţime a cadrului şi de care se prind aceleaşi dispozitive de fixare.

Dispozitivul de fixare (fig. 9) permite fixarea modelului cu ajutorul unui şurub ghidat care se termină cu o limbă găurită deplasabilă cu ajutorul unei

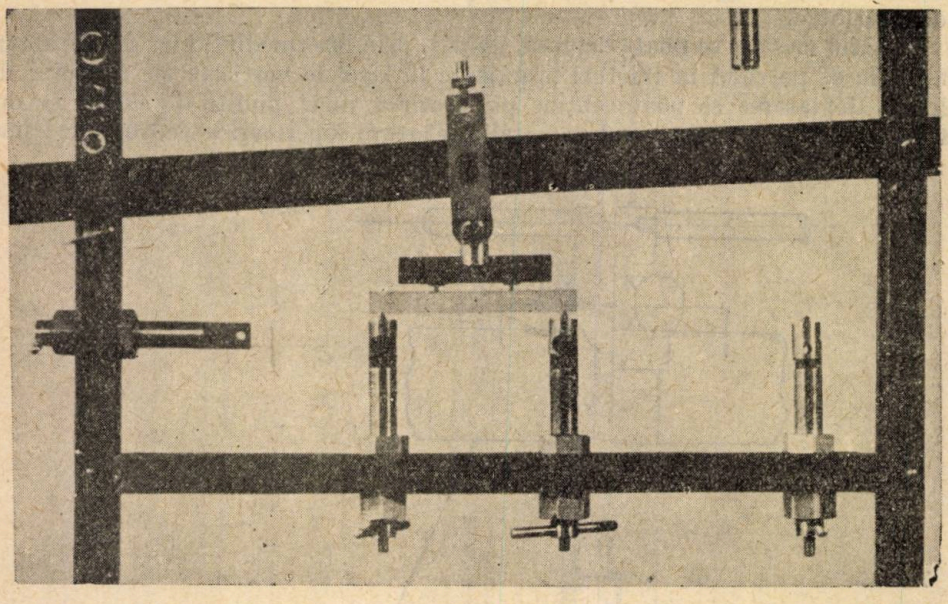


Fig. 10

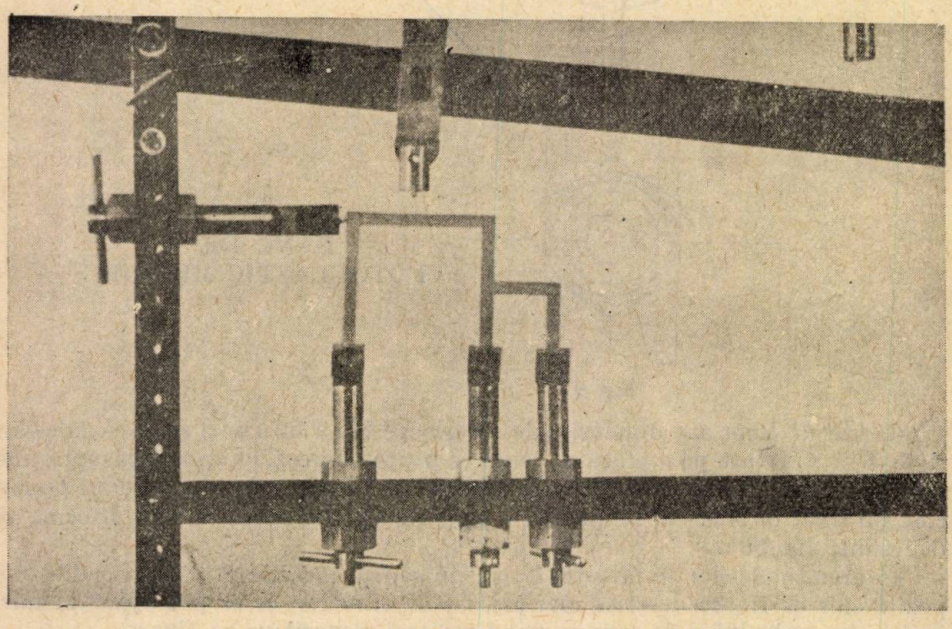


Fig. 11

piuliţe blocate. Acest dispozitiv poate servi şi la încărcare în cazul examinării calitative a distribuţiei tensiunilor.

Incărcarea modelelor se face cu ajutorul unei pârghii care permite să se obţină o forţă de 4—5 ori mai mare decât greutatea marcată aşezată pe talerul atârnat la capătul ei. Pârghia—o platbandă de 2 m lungime şi 5 × 0,8cm secţiune, are punctul fix pe cadrul metalic mobil. Pe pârghie, alunecă, spre capătul ei, un cursor de care este atârnat talerul pentru greutăţi marcate. Pe porţiunea din interiorul cadrului metalic, pe pârghie alunecă un al doilea cursor la care se pot ataşa piese corespunzătoare tipului de solicitare: tracţiune, compresiune, încovoiere pură etc. Ambele cursoare se pot bloca în toate poziţiile pentru a obţine amplificarea corespunzătoare a forţei de solicitare.

Figurile de mai jos prezintă modul de solicitare a modelelor. In figura 10 se vede o grindă supusă la încovoiere pură, iar în figura 11, un cadru supus la o forţă orizontală şi una verticală.

CÂTEVA RECOMANDĂRI

Materialul pentru modele folosit în metoda optică este plexiglasul pentru obţinerea izoclinelor şi fenolformaldehida pentru izocromatice. O fenolformaldehidă transparentă cu deosebite calităţi pentru fotoelasticitate este cea cu denumirea I. M. 44 preparată în laboratoarele Institutului de maşini din U.R.S.S. La noi s'a obţinut acest material pe baza indicaţiilor date în articolul publicat de N. I. Prigorovski, A. K. Preiss şi O. D. Sluţker.

Etalonarea materialului. Pentru determinarea tensiunilor într'un punct este necesar să se cunoască valoarea diferenţei tensiunilor principale pusă în evidenţă de izocromatica care trece prin acel punct. Pentru a se cunoaşte valoarea caracteristică a unei izocromatice (diferenţa tensiunilor principale), se face produsul $K\tau_0$ unde K este numărul de ordine al izocromaticei, pornind dela izocromata de ordin zero ($\sigma_1 - \sigma_2 = 0$), τ_0 este o constantă ce caracterizează materialul modelului, denumită *valoarea benzii modelului.* Se vede deci că pentru determinarea valorii ($\sigma_1 - \sigma_2$) trebue să se cunoască în prealabil τ_0. Determinarea lui τ_0 constitue operaţia de etalonare a materialului, şi deoarece τ_0 poate diferi dela o placă la alta, ea trebue determinată la fiecare placă.

Determinarea valorii benzii modelului se poate face prin mai multe metode şi în special prin solicitarea unui model simplu — epruvetă — la o solicitare simplă la care se poate calcula valoarea tensiunii. Calculându-se diferenţa tensiunilor principale într'un punct şi determinându-se totodată şi ordinul benzii care trece prin acel punct (K), se deduce valoarea lui din relaţia

$$\tau_0 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2K}.$$

Vom examina mai amănunţit etalonarea prin compresiune şi întindere (fig. 12 şi fig. 13).

De exemplu la *compresiune*, etalonarea se face pe o epruvetă, tăiată din placa din care va fi executat modelul. Cu ajutorul pârghiei cu greutăţi etalonate se solicită la compresiune cu o forţă determinată. Pe măsură ce va creşte încărcarea, va creşte şi tensiunea interioară. Deoarece putem considera aici o compresiune simplă uniform repartizată în secţiune, tensiunea de compresiune σ_1 se poate calcula. Deoarece tensiunea σ_2 este nulă, rezultă că $\sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_1$

şi că $\tau_1 = \frac{\sigma_1}{2}$. Deci fiecărei încercări determinate îi corespunde o tensiune tangenţială maximă calculabilă

$$\tau_{max} = \frac{F}{2A_0} \qquad \begin{matrix} F = \text{forţa} \\ A_0 = \text{secţiunea.} \end{matrix}$$

Aşa cum s'a văzut însă, $\tau = K\tau_0$ şi deci $\tau_0 = \frac{\tau}{K}$. Deci, cunoscând ordinul isocromatei K şi valoarea tensiunii tangenţiale maxime τ_{max}, putem obţine valoarea benzii modelului $\tau_0 = \frac{\tau}{K} = \frac{F}{2KA_0}$.

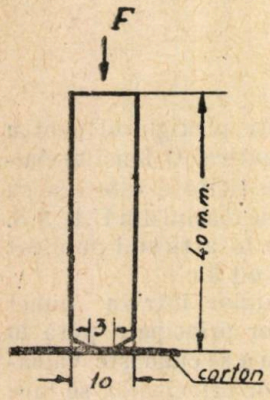


Fig. 12

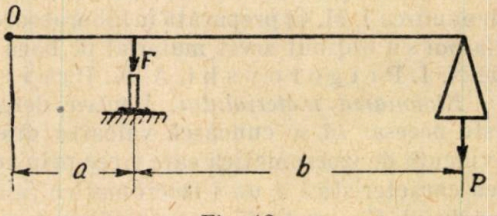


Fig. 13

Intr'o piesă comprimată se poate considera că tensiunea este sensibil egală în întreaga masă şi deci pentru o solicitare determinată vom avea aceeaşi izocromatică pe întreg modelul. Lucrând în lumină monocromatică, când tensiunea σ_1 va atinge o valoare care corespunde unei valori întregi a lui K, întregul model va fi acoperit de isocromatica respectivă (extincţie) şi se va întuneca.

Pentru a se determina valoarea lui τ_0 se încarcă progresiv piesa comprimată — pornind dela zero — până ce piesa se întunecă (şi se luminează) de K ori. Ultima întunecare (banda de ordinul K) corespunde unei tensiuni σ_1 determinate de încărcarea ce acţionează. Valoarea benzii modelului este deci dată de relaţia

$$\tau_0 = \frac{F}{2KA_0}.$$

Valoarea lui τ_0 se calculează pentru $K = 1, 2, 3 \ldots$ şi eroarea nu trebue să depăşească $5^0/_{00}$. Calculul se poate face sistematic cu ajutorul unui tablou ca cel de pe pagina 229:

Prelucrarea modelelor. Pentru ca rezultatele cercetării fotoelastice să ducă la concluzii juste, trebue ca ipotezele de încărcare să fie realizate întocmai, la solicitarea modelului. Prima condiţie care trebue respectată în vederea acestui scop este ca modelul să fie asemenea cu construcţia proiectată. Pentru ca modelul

ce se studiază să fie riguros executat, el se va trasa în prealabil pe placa de material optic activ (I. M. 44 sau plexiglas), eventual cu ajutorul unui şablon, pentru a evita sgârieturile.

Tăierea modelului se poate executa cu traforajul la o distanţă de 1,5—2 mm de linia trasată, deoarece căldura ce se degajă dă materialului tensiuni pe această adâncime. Degroşarea şi finisarea se face cu pila, având grijă să se obţină muchii vii şi rectangulare şi evitând ştirbiturile.

Nr.	K	P	a	b	F	A_0	τ_0	Observaţii

K = ordinul benzii;
P = greutăţile ce servesc la încărcarea epruvetei;
F = forţa de încărcare a modelului;
a = braţul de pârghie al lui F;
$a + b$ = braţul lui P;
A_0 = secţiunea epruvetei
τ_0 = valoarea benzii modelului;

$$F = \frac{a + b}{a} P.$$

Plexiglasul este mult mai puţin casant şi deci nu prezintă pericolul ştirbirii la prelucrare. Are însă un alt desavantaj care apare la tăiere. El se topeşte la o temperatură apropiată de aceea la care se încălzeşte pânza de traforaj. De aceea, la tăierea din brut a modelului, de obicei se blochează pânza (masa topită îngheaţă, în special când întrerupem puţin tăiatul şi înglobează şi pânza), iar dacă forţăm pentru a continua, ea se rupe. De aceea, pentru a evita acest neajuns, tăierea modelului se face fără întrerupere dela o margine a plăcii la cealaltă, astfel ca oprirea să nu se facă lăsând pânza în tăietură. De asemenea, vitesa de mişcare a pânzei să fie cât mai mică, pentru a reduce încălzirea pânzei şi a modelului.

Indiferent de materialul folosit pentru model, placa din care acesta este tăiat nu trebue să aibă tensiuni iniţiale care ar putea să modifice rezultatele. Examinată în polariscop, cu polaroizii încrucişaţi, trebue să fie complet întunecată sau cel mult să prezinte o jumătate de bandă (în lumina monocromatică apare luminos).

Modelul se va executa în ziua în care se efectuează încercarea, deoarece cu trecerea vremii apare « efectul de margine ». Din cauza pierderii apei, marginele capătă tensiuni de compresiune. Părţile interioare ale modelului vor fi supuse în consecinţă la întindere (pentru echilibru static). Un asemenea model are tensiuni interioare destul de mari (3 — 4 benzi) şi nu mai poate fi utilizat fără erori sensibile.

SCOPUL ŞI LIMITELE METODEI. PERSPECTIVELE EXTINDERII FOTOELASTICITĂŢII ÎN ŢARA NOASTRĂ

Cele expuse se referă numai la folosirea metodei de studiu a tensiunilor pentru modele plane cu deformaţii şi tensiuni în planul lor.

Fotoelasticitatea este însă astăzi o metodă foarte utilă, utilizată în multe industrii, având un câmp larg de aplicabilitate care nu se limitează la starea plană. Studiile de fotoelasticitate efectuate în condiţii corespunzătoare şi cu

aparatajul corespunzător pot să dea răspuns la numeroase probleme ridicate de industrie sau de teorie, fie că e vorba de elasticitate sau de plasticitate, plană sau spaţială.

Ca metodă experimentală, cercetarea tensiunilor cu ajutorul luminii polarizate prezintă o serie de avantaje dintre care am putea menţiona următoarele:

— permite obţinerea unor imagini complete a distribuţiei forfecărilor,

— contribue în mod hotărîtor la rezolvarea unor probleme care nu pot fi soluţionate numai pe cale analitică,

— furnizează date suficiente pentru obţinerea unor imagini calitative a stării de tensiune, ceea ce permite — prin câteva încercări — obţinerea unor îmbunătăţiri sensibile în forma pieselor şi în distribuţia tensiunilor. In acest caz, fotoelasticitatea este un auxiliar permanent în verificarea rapidă, vizuală, a eficacităţii schimbărilor în forma piesei.

Desigur că fotoelasticitatea corespunde în mod special unor tipuri de probleme, ca de pildă la stabilirea factorilor de concentrare a tensiunilor, studiul tensiunilor marginale la o încărcare dată, sau localizarea punctelor de moment nul (puncte fixe), la studiul cadrelor şi al sistemelor elastice cu bare; în acelaşi timp, ea este însă incapabilă să răspundă la probleme în care trebue să se ţină seama de starea de prelucrare a suprafeţei, de condiţiile exterioare de regim, de tensiunile iniţiale etc. De asemenea, tehnica avansată a fotoelasticităţii, în special pentru elemente cu o stare spaţială de tensiuni, ca şi determinarea separată a tensiunilor, pretinde uneori o procedură foarte laborioasă, ceea ce o face de neîntrebuinţat la rezolvarea unor probleme.

Având în vedere avantajele importante pe care le prezintă metoda şi ţinând seama şi de însemnătatea ei practică (împreună cu celelalte metode de studii pe modele), de auxiliar preţios în proiectare, fotoelasticitatea trebue şi va fi extinsă pe o scară din ce în ce mai largă. Prin înfiinţarea a câtorva laboratoare în principalele centre ştiinţifice ale ţării, Timişoara, Cluj, Iaşi, se va acumula experienţă, se vor amenaja şi îmbunătăţi dispozitive şi aparate de fotoelasticimetrie, se vor pregăti cadre pentru ca în cel mai scurt timp principalele industrii producătoare de maşini şi institutele de proiectări să fie completate cu laboratoare de fotoelasticimetrie în conformitate cu specificul sarcinilor lor.

Noile laboratoare de fotoelasticimetrie ce se vor înfiinţa în ţară vor putea aduce o contribuţie cu atât mai preţioasă, cu cât planurile lor de activitate şi de desvoltare vor fi mai bine coordonate şi cu cât colectivele vor stabili mai curând şi vor intensifica schimbul de experienţe câştigate în muncă. Ar fi de dorit ca fiecare dintre colective să-şi fixeze un domeniu căruia să-i acorde o atenţie deosebită, să-şi însuşească tehnica şi problemele respective cu procedura corespunzătoare stadiului actual de desvoltare şi să încerce s'o îmbunătăţească şi s'o îmbogăţească. Atacându-se domeniile: Probleme de geotehnică, Metoda îngheţării (pentru studii spaţiale), Metode teoretice şi experimentale pentru determinarea separată a tensiunilor principale, Metoda luminii difuze (spaţiu), Metoda incidenţei oblice (spaţiu), se va reuşi ca într'un timp relativ scurt să existe în ţară cadre experimentate şi instalaţii potrivite care să poată să acopere unele cerinţi ale industriei în desvoltare.

Schimbul de experienţă între colective şi popularizarea metodei în rândurile inginerilor proiectanţi vor crea condiţiile favorabile extinderii aplicării acestei metode experimentale pe o scară din ce în ce mai largă. Se va da astfel posibilitate industriei noastre să folosească cu succes descoperirile ştiinţifice şi să obţină astfel economii serioase de materiale şi de timp.

ПРИБОР ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ ОПТИЧЕСКИМ ПУТЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей статье, после краткого введения, указывающего на значение и возможности, вытекающие из метода оптического исследования напряжений, приводится описание прибора для оптического измерения упругости, спроектированного и построенного средствами института.

Прибор снабжен проекционной системой с полярископом, в котором поляроиды могут вращаться одновременно в одном и том же направлении и под одним и тем же углом, таким образом, что их направления поляризации остаются взаимно перпендикулярными. Пластинки в четверть волны расположены своими осями под углом в 45° по отношению к осям поляроидов и вместе с этими последними закреплены в рамке. Закрепление рам по отношению к системе вращения можно производить то с одной, то с другой стороны так, что пластинки в четверть волны могут оставаться по желанию между поляроидами для получения изохроматов, или же вне этих поляроидов для получения изоклинов.

Рамка для нагрузки позволяет укреплять испытуемую модель и перемещать ее под влиянием нагрузки в плоскости, перпендикулярной пучку света. Нагрузка производится при помощи специальных деталей или же весов. Статья содержит еще ряд указаний по изготовлению активного оптического материала по его эталонированию и по конструкции моделей.

В заключение авторы делают несколько замечаний, касающихся цели и пределов применения оптического метода исследования напряжений, а также перспективы внедрения этого метода в стране.

UN APPAREIL POUR L'ÉTUDE DES TENSIONS PAR LA MÉTHODE OPTIQUE

(RÉSUMÉ)

Après une courte introduction concernant l'importance et les possibilités de la méthode optique pour l'étude des tensions, l'article donne une description de l'appareil de photoélasticimétrie, dont le projet et la construction ont été exécutés dans le cadre de l'Institut.

L'appareil contient un système de projection et un polariscope à filtres polaroïdes, tournant tous les deux dans le même sens et d'un même angle, de sorte que leurs directions de polarisation restent orthogonales. Les lames quart d'onde possèdent des axes faisant un angle de 45° avec les axes des filtres polaroïdes et sont montées dans le même cadre que les axes. La fixation des cadres au système de rotation peut être faite sur l'une ou l'autre face, selon la nécessité, de sorte que les lames quart d'onde restent, soit entre les filtres polaroïdes — quand il s'agit de l'étude des isochromates — soit en dehors de ces filtres — pour l'obtention des isoclines.

Le cadre de mise en charge permet la fixation du modèle et son mouvement dans un plan normal au faisceau de lumière. On le met en charge avec un dispositif spécial ou à l'aide d'une balance.

L'article donne encore des recommandations concernant la préparation du matériel optique actif, son étalonnage et l'usinage des modèles.

Enfin, on fait des remarques sur le but et les limites de la méthode optique pour l'étude des tensions et aussi sur les perspectives de son extension dans la République Populaire Roumaine.

BIBLIOGRAFIE

1. M. M. Frocht, *Fotouprugosti*. O.G.I.Z., Moscova-Leningrad, 1948, v. I, 1950, v. II.
2. A. Pirard, *La photoélasticité*. Dunod, Paris, 1947.
3. N. I. Prigorovski, Zavodskaia Laboratoria, 1949, Nr. 3, v. XV, p. 305.
4. — Maşinostroenie, Moscova, 1948, v. I, p. 394.
5. — Maşinostroenie, Moscova 1948, v. III, p. 250.
6. N. I. Prigorovski, A. K. Preiss i O. D. Sluţker, Zavodskaia Laboratoria, Nr. 3, v. XV, 1949, p. 330.
7. A. K. Preiss, Zavodskaia Laboratoria, 1950, Nr. 9, v. XVI, p. 1139.
8. M. Arcan, E. Nicolau, Rev. Industria Construcţiilor şi a materialelor de construcţii, A.S.I.T., Sept. 1952, v. III, Nr. 9, p. 21.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

CONSIDERAŢII ASUPRA CLASIFICĂRII LAGĂRELOR ÎN VEDEREA STUDIULUI LOR TERMIC

DE

N. TIPEI şi V. N. CONSTANTINESCU

Pentru a face un studiu termic raţional al lagărelor, este necesar să se facă o clasificare a lor, spre a încadra condiţiile de funcţionare în anumite metode de calcul care pot da rezultate bune dela caz la caz.

Lagărele se deosebesc după condiţiile de funcţionare şi regimul de lucru impus, existând diferenţe între ele, nu în ceea ce priveşte principiul de funcţionare — care este comun la toate genurile de lagăre prin alunecare — ci în ceea ce priveşte condiţiile la limită şi cu deosebire forma suprafeţelor în contact şi genul de mişcare dintre suprafeţe, fapt care a determinat de altfel ca metodele de calcul propuse să ia forme diferite pentru fiecare caz particular.

In general, factorii principali care au influenţă atât în proiectarea cât şi în funcţionarea lagărelor sunt cei arătaţi în schema din figura 1.

Aceşti factori constitue şi criteriile după care lagărele pot fi clasificate.

Este interesant de remarcat faptul că factorii sus menţionaţi se condiţionează şi se determină reciproc. In schema din figura 1 ei sunt situaţi avându-se în vedere succedarea lor logică. De exemplu, se poate vedea uşor că felul răcirii este determinat de toţi ceilalţi factori care-l preced, el influenţându-i de asemenea la rândul său.

Acesta este şi motivul pentru care schema din figura 1 a fost făcută ciclic.

Este util să se examineze felul cum se pot grupa lagărele în funcţie de factorii expuşi mai sus.

In funcţie de forma suprafeţelor de contact, lagărele se pot grupa ca în schema din figura 2. Intr'adevăr, ele pot avea suprafeţele de contact plane, în care caz ele se numesc fie patine, glisiere, când suprafeţele sunt simple suprafeţe plane, fie ghidaje, în care caz suprafeţele în contact sunt formate din compunerea de suprafeţe plane, având secţiunea triunghiulară, dreptunghiulară sau oarecare — fie în sfârşit lagăre axiale sau pivoţi, în care caz viteza relativă dintre suprafeţe nu este aceeaşi în fiecare punct.

Lagărele pot avea suprafeţele în contact circulare; una din suprafeţe (de obicei cea mobilă) este un fus (arbore), iar cealaltă formează cuzinetul. Dacă între fus şi cuzinet există un joc oarecare, lagărul este cu joc radial, putând avea

cuzinetul întreg sau parţial. Dacă însă cuzinetul este bine păsuit pe fus, lagărul este fără joc radial, în care caz cuzinetul poate fi numai parţial, înfăşurându-se pe fus pe un unghi întotdeauna mai mic de 180°, pentru a putea fi îndeplinite condiţiile unei funcţionări în regim hidrodinamic.

In sfârşit, pentru generalizare, se poate considera că există lagăre care au suprafeţele în contact oarecare. De exemplu, o camă şi un tachet pot fi priviţi ca un lagăr la care una din suprafeţe este plană (tachetul) iar alta este o suprafaţă curbă oarecare (cama).

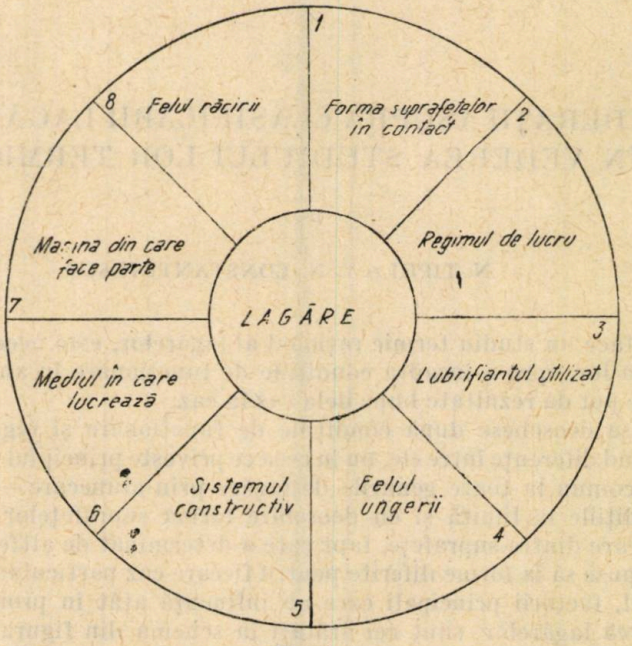


Fig. 1

In general, lubrifiantul utilizat poate fi de două feluri: ulei sau unsoare consistentă, cu diverse caracteristici fizico-chimice. Experimental se pot recomanda diverse calităţi de uleiuri sau unsori, care să se utilizeze.

Felul ungerii depinde în primul rând de lubrifiantul utilizat: ulei sau unsoare consistentă. Diversele feluri de ungeri [1] sunt arătate în schema din figura 3.

Toate genurile de ungere indicate în această schemă sunt aplicate curent în practică. Pentru lagărele greu încărcate se întrebuinţează, de obicei, ungerea sub presiune, cu pompă de ulei şi cu circuit închis. Foarte întrebuinţate mai sunt ungerea cu inel şi prin barbotaj. Felul ungerii are o importanţă substanţială în studiul lagărelor din punct de vedere termic, deoarece de aceasta depind în mare măsură şi posibilităţile de răcire ale lagărului.

Factorul constructiv constă în caracteristicile geometrice ale lagărelor precum şi în felul materialelor din care acestea sunt confecţionate, după cum se arată schematic în figura 4.

Forma suprafeţelor este o chestiune deja tratată (fig. 2). Alungirea interesează, deoarece, după cum s'a arătat într'o lucrare anterioară [2], funcţie

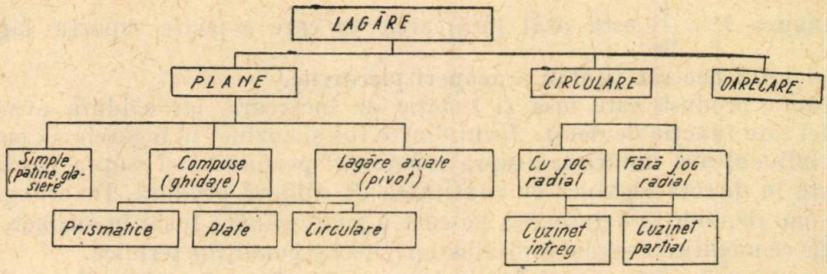


Fig. 2

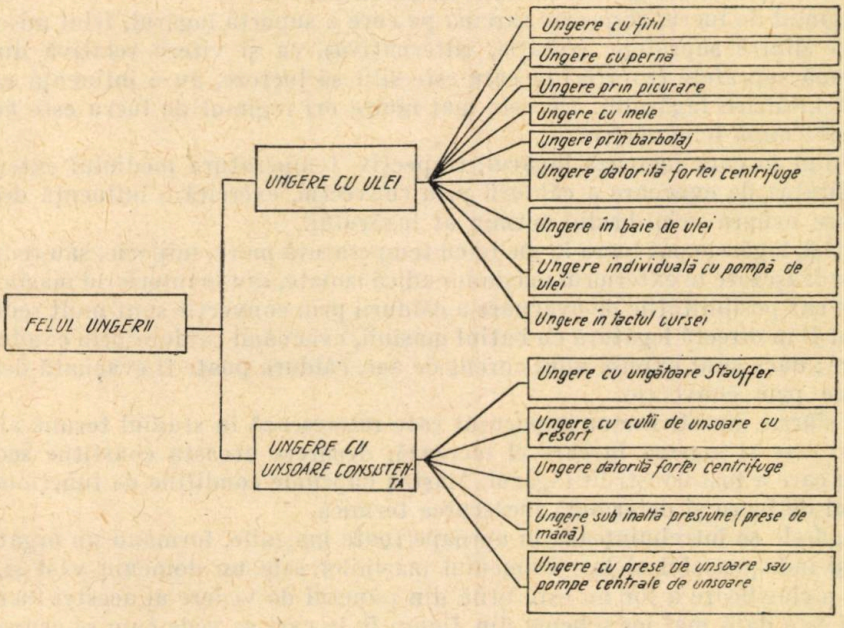

FELUL UNGERII
UNGERE CU ULEI
UNGERE CU UNSOARE CONSISTENTA
Ungere cu fitil
Ungere cu pernă
Ungere prin picurare
Ungere cu inele
Ungere prin barbotaj
Ungere datorită forței centrifuge
Ungere în baie de ulei
Ungere individuală cu pompă de ulei
Ungere în tactul cursei
Ungere cu ungătoare Stauffer
Ungere cu cutii de unsoare cu resort
Ungere datorită forței centrifuge
Ungere sub înaltă presiune (prese de mână)
Ungere cu prese de unsoare sau pompe centrale de unsoare

Fig. 3

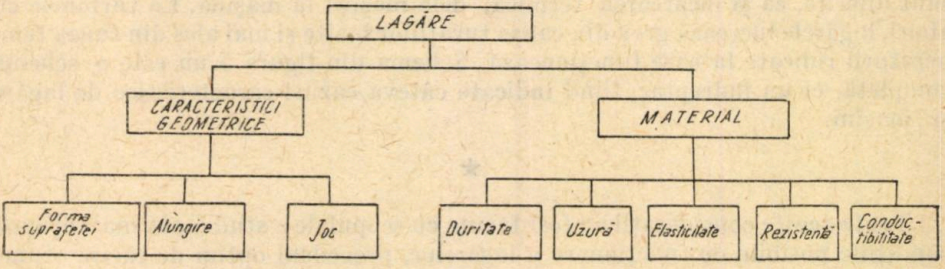


Fig. 4

de alungirea $\lambda = \frac{b}{2r}$ este atât încărcarea pe care o poate suporta lagărul, cât şi debitul necesar pentru a acoperi pierderile.

Căldura produsă este însă şi funcţie de încărcare, iar căldura evacuată prin ulei este funcţie de debit. Jocul dintre fus şi cuzinet la lagărele cu cuzinet întreg influenţează hotărîtor asupra repartiţiei presiunilor şi asupra frecărilor, deci este în directă legătură cu cantitatea de căldură produsă. De alungire şi de joc mai depinde şi deformaţia pe care o poate căpăta fusul în cuzinet, deformaţie ce modifică regimul hidrodinamic, deci şi condiţiile termice.

De asemenea, interesează într'o mare măsură materialul din care este făcut fusul, respectiv cuzinetul, deoarece posibilităţile de evacuare a căldurii prin conductibilitate termică, gradul de încărcare a palierului, precum şi deformabilitatea şi uzura lui sunt funcţie de material.

Regimul de lucru, respectiv sarcina pe care o suportă lagărul, felul mişcării relative dintre suprafeţe (rotaţie, alternativă), ca şi viteza relativă dintre cele două suprafeţe (turaţia) la care este silit să lucreze, au o influenţă mare asupra încălzirii lagărului. De cele mai multe ori regimul de lucru este acela care determină felul răcirii.

Mediul în care lucrează lagărul, respectiv temperatura mediului exterior, posibilitatea de evacuare a căldurii prin convecţie, exercită o influenţă destul de mare asupra echilibrului termic al lagărului.

Astfel, lagărele pot lucra în medii cu temperatură mare, mijlocie, sau redusă. Ele pot fi aşezate în exteriorul maşinilor adică izolate, sau în interiorul maşinilor, în care caz posibilităţile de evacuare a căldurii prin convecţie sunt mult reduse. Ele pot fi în directă legătură cu batiul maşinii, evacuând căldura prin conductibilitate; dacă sunt expuse unui curent de aer, căldura poate fi evaçuată destul de bine prin convecţie.

In sfârşit, un alt factor important care interesează în studiul termic al lagărului este şi maşina în care el lucrează, deoarece aceasta constitue scopul pentru care a fost construit lagărul. Maşina cuprinde condiţiile de funcţionare, regimul de lucru şi determină încărcarea termică.

Lagărele se întrebuinţează în aproape toate maşinile, formând un organ de bază şi indispensabil al lor. Domeniul maşinilor este un domeniu vast şi, de altfel, o clasificare a lor nu este utilă din punctul de vedere al acestei lucrări. Totuşi este dată mai jos schema din figura 5, în care se vede cum se grupează câteva lagăre, în funcţie de maşina din care fac parte.

La majoritatea maşinilor din această schemă, intervin aceleaşi lagăre (lagărele arborelui, lagărele axelor de pistoane, manetoanele) însă condiţiile de funcţionare sunt diferite, ca şi încărcarea termică, dela maşină la maşină. La turbinele cu aburi, lagărele lucrează greu din cauza turaţiilor înalte şi mai ales din cauza temperaturii ridicate la care funcţionează. Schema din figura 5 nu este o schemă completă, ci un îndreptar, fiind indicate câteva cazuri caracteristice de lagăre şi maşini.

★

Toate aceste consideraţii au fost făcute cu scopul de a studia cât mai raţional condiţiile posibile de funcţionare a lagărelor, procedeul optim de răcire atunci când este cazul şi, în sfârşit, de a încadra calculul termic al lagărului în ansamblul de calcule ce formează proiectarea lui.

Încărcarea termică a lagărului este determinată atât de regimul de lucru (sarcina pe care trebue să o suporte şi turaţia la care este silit să lucreze) cât şi de posibilităţile de evacuare a căldurii.

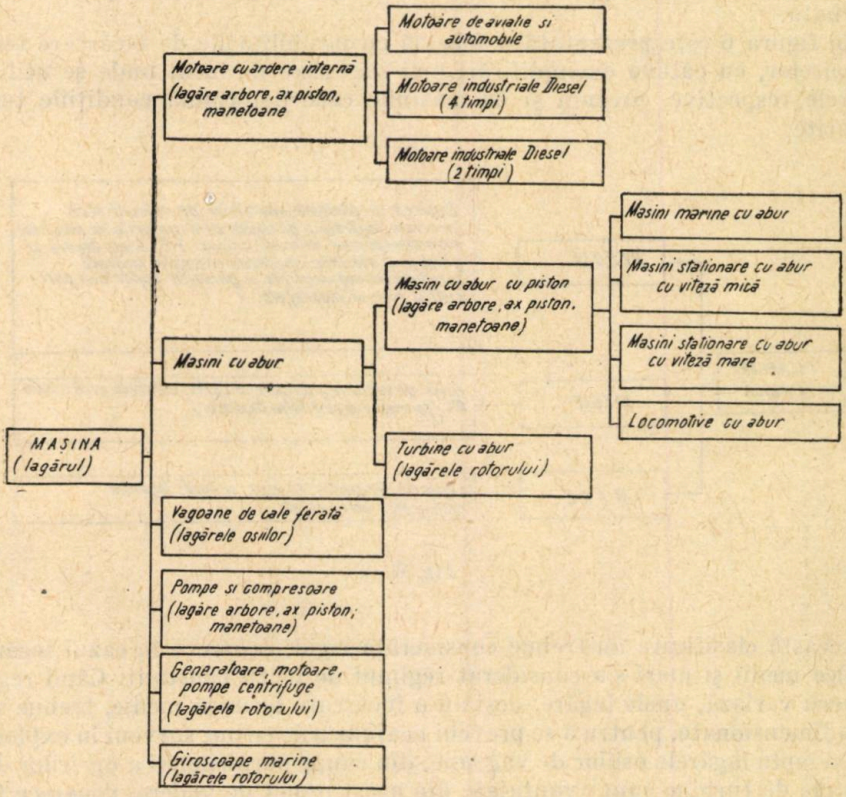

MAŞINA (lagărul)
Motoare cu ardere internă (lagăre arbore, ax piston, manetoane
Motoare de aviaţie şi automobile
Motoare industriale Diesel (4 timpi)
Motoare industriale Diesel (2 timpi)
Maşini cu abur
Maşini cu abur cu piston (lagăre arbore, ax piston, manetoane)
Maşini marine cu abur
Maşini staţionare cu abur cu viteză mică
Maşini staţionare cu abur cu viteză mare
Locomotive cu abur
Turbine cu abur (lagărele rotorului)
Vagoane de cale ferată (lagărele osiilor)
Pompe şi compresoare (lagăre arbore, ax piston; manetoane)
Generatoare, motoare, pompe centrifuge (lagărele rotorului)
Giroscoape marine (lagărele rotorului)

Fig. 5

Privind încărcarea termică a lagărelor din punctul de vedere al regimului de lucru, vom vedea că există lagăre la care nu se pune problema termică, deoarece fie că funcţionează la încărcări reduse, fie că funcţionează intermitent şi un timp foarte scurt, căldura degajată este în de ajuns de redusă, astfel încât creşterea de temperatură produsă în filmul de ulei are valori foarte mici. Este cazul multor glisiere şi lagăre circulare care funcţionează intermitent sau oscilant. La acestea intervin uneori importante probleme de uzură, deoarece multe dintre ele lucrează în regim semifluid.

De asemenea, există o categorie de lagăre de o încărcare termică medie. La acestea, încărcarea mecanică şi condiţiile de lucru sunt de aşa natură, încât căldura produsă se poate evacua relativ uşor, dela sine, prin mijloace « naturale » (radiaţie, conductibilitate, convecţie, prin ulei), fără a necesita măsuri speciale. In acest caz, evacuarea căldurii nu constitue o problemă pentru proiectarea şi exploatarea lagărului. Este însă necesar a i se face o verificare termică, la proiectare.

In sfârşit există o ultimă categorie de lagăre, care interesează din punctul de vedere al calculului, şi anume lagărele cu încărcare mecanică, deci şi termică, mare. La acestea mijloacele naturale de evacuare a căldurii sunt de obicei insuficiente şi cer măsuri speciale, astfel încât căldura produsă să poată fi totuşi evacuată.

In figura 6 este prezentată o schemă cu posibilităţile de încărcare termică a lagărelor, cu câteva exemplificări mai sugestive de locul unde se utilizează lagărele respective, precum şi de maşinile care determină condiţiile termice amintite.

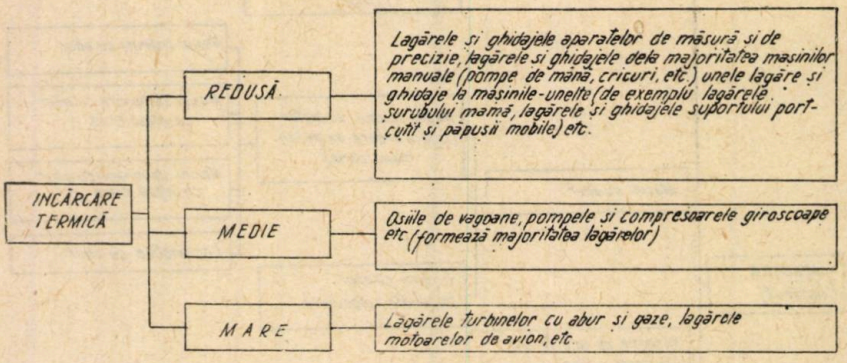

INCĂRCARE TERMICĂ
REDUSĂ
Lagărele şi ghidajele aparatelor de măsură şi de precizie, lagărele şi ghidajele dela majoritatea maşinilor manuale (pompe de mână, cricuri, etc.) unele lagăre şi ghidaje la maşinile-unelte (de exemplu lagărele şurubului mamă, lagărele şi ghidajele suportului port-cuţit şi păpuşii mobile) etc.
MEDIE
Osiile de vagoane, pompele şi compresoarele giroscoape etc (formează majoritatea lagărelor)
MARE
Lagărele turbinelor cu abur şi gaze, lagărele motoarelor de avion, etc.

Fig. 6

Această clasificare nu trebue considerată rigid, deoarece în cazul încărcării termice medii şi mari s'a considerat regimul de lucru constant. Când regimul de lucru variază, unele lagăre, deşi au o încărcare termică medie, trebue să fie supradimensionate, pentru a se preveni neajunsurile ce pot surveni în exploatare (de exemplu lagărele osiilor de vagoane, din cauza pornirilor şi a opririlor dese). Lagărele de turbine sunt avantajate din acest punct de vedere, deoarece funcţionează în regim constant, deşi sunt supuse la o încărcare termică mare.

In studiul echilibrului termic al lagărului, principiul de bază este acela al egalităţii dintre căldura produsă şi căldura disipată şi evacuată [3].

Căldura generată H depinde de viscozitate, încărcare, jocuri, felul suprafeţelor, alungirea lagărului etc. şi poate fi pusă pentru acelaşi lagăr fie în funcţie de viscozitatea medie, fie în funcţie de viscozitatea dela intrarea uleiului în lagăr, dacă nu se foloseşte răcirea exterioară a uleiului.

Căldura H, disipată şi evacuată de sistem, poate fi considerată ca o funcţie de creşterea medie de temperatură în filmul de ulei, faţă de temperatura ambiantă.

In sfârşit, viscozitatea din filmul de ulei este funcţie de temperatura din fiecare punct al uleiului.

Aceste relaţii se pot simboliza în felul următor:

$$H = H(\mu) \tag{1}$$

$$H_1 = H = H_1(t') \tag{2}$$

$$\mu = \mu(t') \tag{3}$$

în care t' reprezintă creşterea medie de temperatură în filmul de ulei, faţă de temperatura ambiantă.

Soluţia problemei constă în soluţia simultană a acestor trei ecuaţii.

O metodă grafică orientativă este cea indicată în figura 7. In această figură se găsesc trasate relaţiile (1), (2) şi (3) în planurile $H(\mu)$, $H(t')$ şi $\mu(t')$.

Curbele din planurile $H(\mu)$ şi $H(t')$ trebue să fie proiecţiile curbei în spaţiu $H = H(\mu,t')$, lucru ce rezultă din egalitatea ce trebue să existe între căldura produsă şi cea evacuată.

Echilibrul va fi reprezentat în acest caz de intersecţia proiecţiei p planul μ, t' a acestei curbe, cu curba $\mu = \mu(t')$.

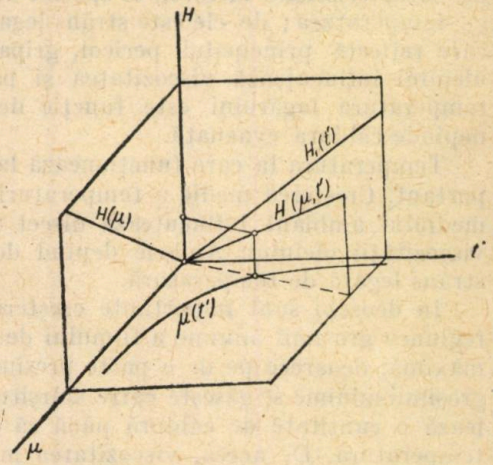


Fig. 7

Căldura generată în unitatea de timp, conform principiului conservării energiei, este egală cu puterea necesară învârtirii lagărului, care la rândul ei este egală cu puterea corespunzătoare momentului rezistent produs. Cu alte cuvinte,

$$H = A\omega \int dM \tag{4}$$

în care A este echivalentul caloric al energiei, ω viteza unghiulară a fusului, iar dM momentul elementar produs pe fus.

Dar cum

$$dM = r\,dF \tag{5}$$

în care r este raza fusului, iar dF forţa de frecare elementară,

$$H = A\omega r \int dF. \tag{6}$$

Putem să punem acum în evidenţă factorii care influenţează producerea căldurii, şi care sunt:

— sarcina suportată de lagăr
— turaţia la care lagărul funcţionează
— caracteristicile fizico-chimice ale uleiului
— creşterea de temperatură medie şi locală în filmul de ulei
— dimensiunile geometrice ale lagărului.

Intr'adevăr, forţa de frecare pe un element de lagăr este o funcţie destul de complexă de viscozitatea locală μ a uleiului, de presiunea locală p, de raza r a fusului, de excentricitatea e a lagărului, de alungirea acestuia $\lambda = \frac{b}{2r}$, de viteza unghiulară, de rotaţie ω etc., putând fi pusă simbolic sub forma

$$dF = dF(\mu,p,r,e,\lambda,\omega, \ldots\ldots). \tag{7}$$

Sarcina suportată de lagăr apare în relaţia (7) prin intermediul lui p, r, e, λ, ω, de care ea depinde. Caracteristicile uleiului apar, de asemenea, prin intermediul relaţiei (7). Intr'adevăr, forţa de frecare depinde în directă măsură de caracteristicile uleiului, în special de viscozitatea lui şi de variaţia acesteia cu temperatura; de ele este strâns legată grosimea minimă a filmului de ulei, care reflectă principalul pericol, gripajul. Indirect apoi, căldura specifică a uleiului influenţează viscozitatea şi parametrii legaţi de aceasta, deoarece temperatura lagărului este funcţie de căldura specifică a uleiului, de care depinde căldura evacuată.

Temperatura la care funcţionează lagărul este un element deosebit de important. Creşterea medie a temperaturii filmului de ulei faţă de temperatura mediului ambiant influenţează direct presiunile şi frecările prin intermediul viscozităţii uleiului. Ambele depind de viscozitate, care, la rândul ei, este strâns legată de temperatură.

In deosebi sunt importante creşterile locale de temperatură, mai ales în regiunea grosimii minime a filmului de ulei. In această zonă, temperatura este maximă, deoarece pe de o parte presiunile sunt maxime, iar pe de alta zona grosimii minime se găseşte către sfârşitul peliculei active şi deci uleiul acumulează o cantitate de căldură până să ajungă în această regiune, mărindu-şi temperatura. De aceea, viscozitatea medie a uleiului este funcţie în deosebi de temperatura maximă din film.

Este evident deci faptul că repartiţia de temperaturi este în directă legătură cu grosimea filmului de ulei.

Astfel, din experienţele efectuate [2] rezultă că micşorarea grosimii filmului de ulei, care este însoţită de mărirea forţei de frecare şi totodată de reducerea debitului local de ulei în secţiunea considerată, provoacă o creştere lentă a temperaturii locale, în filmul de ulei.

Mărirea excentricităţii (adică micşorarea grosimii minime a filmului de ulei) amplifică şi mai mult acest fenomen.

Este de asemenea evident faptul că H, căldura produsă, depinde în mare măsură şi de caracteristicile geometrice ale lagărului, adică de: rază, excentricitate, joc, alungire, forma şi calitatea suprafeţelor. Astfel, căldura produsă creşte aproximativ cu r^4, este în directă dependenţă de alungire şi joc, iar forma şi calitatea suprafeţelor pot determina ce grosime minimă a filmului de ulei se poate admite pentru a se menţine încă ungerea fluidă, deci pentru ca lagărul să mai funcţioneze după legile hidrodinamice.

De asemenea, forma suprafeţelor unui lagăr are o mare influenţă asupra producerii de căldură şi creşterii de temperatură. Astfel, grosimea filmului de ulei poate fi micşorată şi datorită unor proeminenţe ale suprafeţelor, luând naştere « zone fierbinţi ».

De exemplu [4], la un cuzinet din metal de antifricţiune pe bază de argint, cu grosimea de 0,5 mm, cu o proeminenţă având 50 μ înălţime, cu latura secţiunii $b = 0{,}1$ mm şi $b = 1$ mm (două cazuri), cu o presiune locală de 100 kg/cm^2, cu un coeficient mediu de frecare de 0,01 şi o viteză relativă de 12 m/sec, cu un raport de conductibilitate termică de 0,5 s'au obţinut următoarele rezultate:

In primul caz, creşterile locale de temperatură pe suprafaţa de frecare ($b = 0{,}1$ mm) erau de numai 4,6°, iar în al doilea caz ($b = 1$ mm) această creştere a ajuns până la 49°.

Există deci posibilitatea formării unor zone locale fierbinţi, când există proeminenţe locale, deci când calitatea suprafeţelor lasă de dorit.

Astfel de zone locale supraîncălzite mai pot apare şi datorită deformaţiilor dinamice şi dilatărilor, unor desaxări ale arborilor (fie datorită unei prelucrări greşite, fie datorită unei montări greşite), precum şi datorită săgeţii pe care o ia fusul în cuzinet.

Aceste zone supraîncălzite constitue zonele iniţiale de uzură şi amorse de gripaj.

Se vede deci că se poate acţiona asupra acestor caracteristici geometrice în proiectare spre a se obţine o bună funcţionare a lagărului şi din punct de vedere termic.

In cele arătate mai sus, s'au considerat atât sarcinile, cât şi viteza relativă între fus şi cuzinet, ca fiind constante în direcţie şi mărime.

Un factor deosebit de important în producerea de căldură şi în repartiţia temperaturilor în filmul de ulei este natura sarcinilor şi a mişcării relative dintre fus şi cuzinet, ele putând fi constante sau variabile, statice sau dinamice.

La un lagăr supus unei sarcini variabile, dinamice, sau cu o viteză de rotaţie variabilă, sau cu sarcini şi viteze variabile simultan, grosimile filmului de ulei variază continuu, ceea ce produce în unele cazuri o egalizare a temperaturilor locale. Egalizarea temperaturilor locale se mai obţine şi datorită conductibilităţii termice a metalului cuzineţilor. De aceea, se poate presupune uneori că există o distribuţie uniformă a temperaturilor pe o secţiune transversală a unui lagăr supus unor forţe dinamice, în cazul ideal, în special atunci când forma diagramei vectoriale a sarcinii se apropie de un cerc (în cazul lagărelor motoarelor în stea cu mulţi cilindri).

Şi în cazul lagărelor supuse la sarcini variabile, consideraţiile făcute anterior rămân valabile, iar unele devin chiar mai importante. Astfel proeminenţele de orice natură, precum şi eventuale desaxări sau deformaţii, vor provoca creşteri locale de temperatură, chiar dacă diagrama vectorială a sarcinii este apropiată de un cerc.

S'a constatat de asemenea că pe lângă factorii enumeraţi mai sus, sunt şi alţii care trebue luaţi în considerare, cum ar fi poziţia punctului de alimentare cu ulei şi presiunea de alimentare.

Cercetări numeroase [2] au arătat că atât poziţia punctului de alimentare cu ulei, cât şi presiunea de alimentare, au o mare influenţă asupra producerii de căldură, atât în cazul lagărelor încărcate static, cât şi mai ales în cazul celor supuse la forţe variabile. Astfel, când locul de introducere a uleiului este aşezat favorabil faţă de diagrama vectorială a sarcinii lagărului, toţi ceilalţi parametri rămânând neschimbaţi, se poate atinge o reducere foarte importantă a temperaturii medii a filmului de ulei într'o secţiune transversală, precum şi o reducere a mărimii absolute a diferenţei de temperatură dintre punctul cel mai fierbinte şi cel mai rece din această secţiune.

Căldura disipată şi evacuată depinde de temperatura medie ce există în film şi de posibilităţile de evacuare a căldurii.

Aceste posibilităţi sunt destul de variate, însă nu toate la fel de eficace şi la fel de uşor de realizat.

In schema din figura 8, ele se găsesc clasificate în funcţie de gradul de eficacitate al fiecăreia. Ultimele cazuri din fiecare categorie arată mijloacele întrebuinţate în situaţii grele, la lagărele mult încărcate termic. Astfel, de exemplu, unele lagăre de turbine cu aburi sau gaze sunt răcite forţat cu apă sau aer, iar uleiul întrebuinţat pentru lubrificarea lagărelor arborelui şi manetoanelor dela motoarele de aviaţie este răcit forţat cu aer, cu ajutorul unui radiator.

Figura 8 reprezintă o schematizare a posibilităţilor de răcire. In realitate, intervin combinări ale acestor cazuri, o parte din căldură fiind evacuată prin conductibilitate, convecţie şi radiaţie, iar o parte prin uleiul de ungere.

In majoritatea cazurilor, când lagărele sunt lubrificate cu ulei şi uneori când sunt lubrificate cu unsoare, trebue să se ţină seama de faptul că lubrifiantul evacuează căldura şi uniformizează într'o oarecare măsură distribuţia temperaturilor în filmul de ulei.

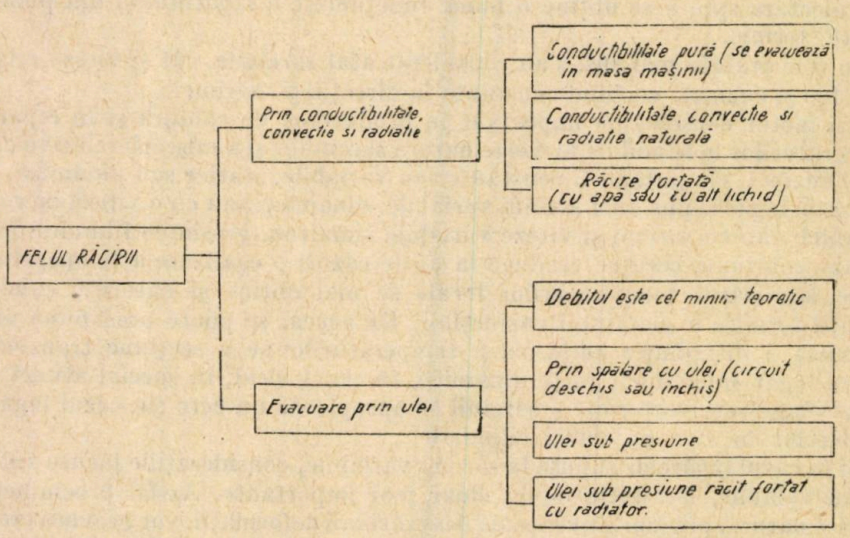

FELUL RĂCIRII
Prin conductibilitate, convecție și radiație
Conductibilitate pură (se evacuează în masa mașinii)
Conductibilitate, convecție și radiație naturală
Răcire forțată (cu apă sau cu alt lichid)
Evacuare prin ulei
Debitul este cel minim teoretic
Prin spălare cu ulei (circuit deschis sau închis)
Ulei sub presiune
Ulei sub presiune răcit forțat cu radiator

Fig. 8

In aceste situaţii, presiunea uleiului de alimentare joacă un rol important, deoarece de ea depinde debitul de ulei ce trece prin lagăr, deci şi căldura evacuată. Gradul de dependenţă dintre debit şi presiunea de admisie a uleiului este însă diferit, după poziţia locului de introducere a uleiului.

O importanţă mare în evacuarea căldurii prin ulei o are viscozitatea lui. Este interesant de remarcat faptul că uneori, chiar în cazul lagărelor mult încărcate termic, este recomandabil să se utilizeze un ulei cu viscozitate redusă, constatându-se în aceste condiţii o reducere a încălzirii uleiului în lagăr, explicată prin faptul că se produce un debit mai mare care evacuează o mai mare cantitate de căldură. Reducerea viscozităţii uleiului are însă un efect pozitiv numai când debitele de ulei sunt suficiente şi pentru o bună finisare a suprafeţelor.

La diverse viscozităţi ale uleiului, debitul necesar depinde de presiunea de admisie. Pe măsură ce scade viscozitatea uleiului la intrare, se poate obţine o valoare redusă a încălzirii filmului de ulei, cu presiuni de admisie mai mici.

Se observă astfel că mărirea presiunii de intrare a uleiului dă loc, în cazul unei poziţii corecte a punctului de alimentare, la o creştere apreciabilă a momentului forţelor de frecare şi deci la o încălzire care poate anula avantajul unui debit sporit de ulei. Prin utilizarea unui ulei mai puţin vâscos se poate reduce chiar debitul, fără a atrage o creştere de temperatură, deoarece frecările scad cu viscozitatea şi odată cu aceasta şi căldura desvoltată.

Dacă introducerea uleiului se face în zona de presiune ridicată a lagărului, printr'o alegere greşită a punctului de alimentare, sau dacă repartiţia presiunilor variază în cazul sarcinilor sau vitezelor variabile,creşterea presiunii de alimentare are mai ales scopul de a restabili situaţia corespunzătoare unei alimentări corecte. Trebue de aceea să se dea o deosebită atenţie alegerii punctului de alimentare, care trebue să se găsească întotdeauna în zona de grosime maximă a filmului de ulei.

Din aceste consideraţii rezultă că echilibrul termic trebue realizat astfel încât să fie atins pentru o temperatură medie convenabilă, respectiv pentru o temperatură maximă în filmul de ulei admisibil, funcţie de grosimea minimă ce se poate lua în film, în vederea prevenirii uzurilor şi al pericolului de gripaj.

Pentru aceasta, în proiectare trebue să se acţioneze atât asupra caracteristicilor geometrice şi de funcţionare ale lagărului respectiv, cât şi asupra alegerii unui mod de evacuare a căldurii adecuat condiţiilor de funcţionare, ţinându-se seama de consideraţiile precedente.

Cunoscând aceste elemente şi determinând căldura desvoltată prin frecare în interiorul lagărului şi debitul de ulei [1], se pot scrie apoi ecuaţiile de echilibru termic, cu ajutorul cărora se deduc temperaturile în lagăr pentru diferiţi lubrifianţi.

О КЛАССИФИКАЦИИ ПОДШИПНИКОВ В СВЯЗИ С ИХ ТЕРМИЧЕСКИМ ИССЛЕДОВАНИЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В первой части этого труда рассматриваются главные факторы, влияющие на проспектирование и на работу подшипников, изображенных на рисунке 1. Классификация подшипников зависит от формы поверхностей соприкосновения (рис. 2), от применяемого смазочного материала, способа смазки (рис. 3), конструктивного фактора (рис. 4), режима работы в зависимости от рабочей среды и механизма, составной частью которого является сам подшипник (рис. 5).

Во второй части труда рассматривается проблема термической нагрузки подшипников (рис. 6), после чего исследуется их термическое равновесие. Соотношения (1), (2), (3) и рисунок 7 содержат главное решение предложенной задачи. С помощью соотношений (4), (5), (6), (7) выявляются факторы, влияющие на производство тепла, на нагрузку подшипника, на вращение, на физико-химические характеристики смазочного материала, на геометрические характеристики подшипника, на минимальную толщину масляной пленки, на качество поверхностей, а также на влияние положения отверстия для смазки.

Затем исследуются способы удаления полученного тепла (рис. 9) и влияющие на него факторы, причем указывается на влияние давления при подаче масла, на количество расходуемого масла и на положение отверстия для смазки.

В этом труде рассматривается подшипник как с постоянной, так и с переменной нагрузкой.

CONSIDÉRATIONS SUR LA CLASSIFICATION DES PALIERS, EN VUE DE LEUR ÉTUDE THERMIQUE

(RÉSUMÉ)

Au début de l'étude, on considère les principaux facteurs qui influencent les projets et le fonctionnement des paliers, représentés par la figure 1. On classifie les paliers en fonction de la forme des surfaces en contact (fig. 2), du lubrifiant utilisé, du mode de graissage (fig. 3), du facteur constructif (fig. 4), du régime de fonctionnement, du milieu environnant et de la machine dont le palier fait partie (fig. 5).

Dans la deuxième partie, on traite la question de la charge thermique des paliers (fig. 6). On y étudie ensuite leur équilibre thermique. Les relations (1), (2), (3) et la figure 7 donnent en principe la solution du problème posé. A l'aide des équations (4), (5), (6) et (7) on relève les facteurs qui influencent la chaleur produite, la charge supportée par le palier, la vitesse, les caractéristiques physiques et chimiques des lubrifiants, les paramètres géométriques du palier, l'épaisseur minime de la couche de lubrifiant, la qualité des surfaces et l'influence de la position du point d'arrivée du lubrifiant.

Ensuite on étudie les possibilités d'évacuer la chaleur produite (fig. 9) et les facteurs qui l'influencent, en relevant l'importance de la pression d'admission du lubrifiant, de son point d'arrivée dans le palier et l'importance du débit du lubrifiant.

Au cours de l'étude on considère aussi bien les charges constantes que les charges variables.

BIBLIOGRAFIE

1. *** *Manualul Inginerului Mecanic*, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1952, v. I, p. 32—35.
2. N. Tipei, Buletin Ştiinţific, Secţiunea de ştiinţe tehnice şi chimice, t. IV, Nr. 3—4, Iulie-Decembrie, 1952.
3. Norton, *Lubrication*. Mc Graw-Hill, New-York, 1947, p. 184—188.
4. Diacicov A. K. — *Cercetări în domeniul lagărelor încărcate dinamic. Frecarea şi uzura la maşini*. Culegerea IV, Moscova, 1949.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

STUDIUL EXPERIMENTAL AL METODELOR DE ATELIER PENTRU TURNAREA DE PRECIZIE A SCULELOR DIN OŢEL SPECIAL

DE

D. RAŞEEV şi M. MARCU

1. *Bazele fabricării sculelor turnate*

Ideea utilizării sculelor turnate aparţine cercetătorilor ruşi. Astfel, la sfârşitul secolului trecut, la Uzina Obuhov din Petersburg, au fost utilizate cuţite de strung turnate din fontă [1]. Preţul lor de cost a fost jumătate faţă de al celor forjate, dând aceleaşi rezultate în exploatare.

Abia în anul 1919 problema a fost reluată de Horovitz, care a turnat scule din oţel de compoziţie apropiată de cea a unui oţel special (rapid) standard (C = 0,93%, Cr = 5,07%, W = 20,02%, V = 1,5%). Prin tratament termic s'au obţinut durităţi de H_B = 332 — 600. Incercările făcute cu aceste scule au dat rezultate satisfăcătoare care pot fi comparate cu cele obţinute prin utilizarea sculelor forjate.

Diverşi cercetători care s'au ocupat cu elaborarea sculelor din oţel special turnat, au ajuns la concluzia că sculele turnate dau, în unele cazuri, rezultate mai bune, decât sculele forjate. S'a constatat, însă, că la astfel de piese se obţine în structură o reţea de carburi, fapt care a făcut pe unii cercetători să susţină că aceste carburi dure şi fragile vor micşora rezistenţa mecanică a sculelor turnate, iar muchia aşchietoare se va fărâmiţa şi nu va mai aşchia.

N. T. Gudţov şi S. A. Kazeev [3] [4] au reuşit, în urma unei recoaceri timp de 10 ore la 1250° C, să modifice structura unui oţel special turnat distrugând reţeaua de carburi şi apropiind structura lui de cea a unui oţel special forjat. Diferenţa de structură se constată numai în dimensiunea grăunţelor de carburi care, în cazul oţelului special turnat şi recopt, erau ceva mai mari.

Cercetările ulterioare au dovedit însă, că nu este necesară distrugerea reţelei de carburi, iar sculele turnate, cu astfel de structură, corespund scopurilor practice. Acest lucru este cu atât mai valabil cu cât scula turnată este de dimensiuni mai mici şi deci reţeaua de carburi este mai fină.

Astfel, Kazeev şi Ermoşin [4] au turnat piese din oţel special, cu diametrul de 75 mm, care au fost supuse unui tratament termic de coagulare a carburilor. Tratamentul consta în menţinerea timp de o oră la 800—850° C, încălzire înceată până la 1150° C, menţinere timp de o oră şi jumătate până la două ore la această temperatură şi răcirea, împre-

ună cu cuptorul, la 300—380° C. După aceea, piesele au fost încălzite din nou la 800—830° C, şi au fost menţinute la această temperatură timp de o oră până la o oră şi jumătate şi răcite cu o viteză de 20—30°C pe oră. S'a obţinut o duritate de H_{RC}= 19—22 corespunzătoare oţelului R 18 (0,7—0,8 %C; 3,8—4,4 % Cr; 17,5—19,0 %W; 1,0—1,4 %V) forjat şi recopt, fără însă să poată fi distrusă reţeaua de carburi.

Cu toate acestea, după călire şi revenire, după regimul corespunzător oţelului R 18 forjat, sculele turnate s'au comportat similar cu cele executate din oţelul special R 18 forjat şi tratat termic.

Revis, Rubinki, Guşcin şi Kosteţski [5] au pus la punct turnarea sculelor din oţelul cu compoziţia: 1,35—1,45 %C; 17,0—19,0 %W; 3,8—4,5 %Cr şi 3—5,5 %V. Sculele erau supuse unui tratament termic de recoacere, călire şi revenire, aplicat în cazul tratării oţelului R 18 forjat. Sculele astfel executate se comportau similar cu cele executate din oţel forjat. In urma acestor cercetări, uzina Uralmaş a trecut la executarea în serie a sculelor turnate.

I. A. Revis, T. A. Lebedev şi M. I. Melnikov [6] au executat burghie turnate din oţel special EI 262, fără să le călească. In stare turnată, burghiele aveau o duritate H_{RC}= 58. Singurul tratament termic aplicat consta într'o recoacere la 570°C, în urma căruia, duritatea creştea la H_{RC} = 62—63. Incercările în exploatare au dovedit că piesele fabricate corespund condiţiilor cerute unei scule de calitate.

De asemenea, V. I. Prosvirin, I. F. Zudin, A. D. Verşinskaia [7]; T. A. Lebedev, I. A. Revis [8]; I. A. Revis, I. Kvater, V. Artemiev, P. Perşin [9] şi alţii au obţinut rezultate pozitive în executarea sculelor turnate. Toate aceste cercetări nu confirmă ipoteza lui I.A. Gheler [10] care exprima îndoiala în ce priveşte posibilitatea obţinerii unor calităţi similare pentru sculele executate din oţel special turnat şi a celor forjate, din cauza prezenţei, în primul caz, a reţelei de carburi.

In urma lucrărilor de mai sus s'a stabilit inutilitatea tratamentelor de recoacere de lungă durată [3], prin care reţeaua de carburi poate fi distrusă, iar structura sculei turnate să se apropie de cea a sculei forjate. T. A. Lebedev şi I. A. Revis [8] au arătat, pe probe special turnate cu secţiune variabilă în trepte, că reţeaua grosolană de carburi apare numai în cazul unor secţiuni mari, putând avea în acest caz influenţe nefavorabile.

După cum arată însă experienţa din ultimul timp a uzinelor din Ural, se pot executa scule turnate de dimensiuni apreciabile, care să corespundă tuturor cerinţelor de exploatare. Astfel V. A. Alexeev şi P. S. Perşin [11] au pus la punct fabricarea frezelor melc de modul 26 mm (greutatea cu maselotă în stare turnată — 150 kg). Experienţa uzinei a dovedit că astfel de scule mari turnate dau rezultate foarte bune în exploatare. Suprafeţele de aşchiere fiind aşezate în secţiunile subţiri ale piesei turnate, viteza mare de cristalizare asigură în aceste părţi o structură fină. Se obţin, în secţiunile respective, reţele fine de carburi, şi în consecinţă muchia aşchietoare are calităţi superioare, nefiind fragilă.

Totodată, V. A. Alexeev şi P. S. Perşin au stabilit necesitatea luării unor măsuri speciale pentru evitarea crăpăturilor, în zona maselotei piesei turnate. Crăpăturile apar atât la piese de 100 g cât şi la piese de 100 kg. Aceste crăpături apar, după cum arată autorii, în urma transformării $\delta \rightarrow \gamma$ şi a lipsei, în zona respectivă, a fazei lichide, care să compenseze modificările de volum. Pentru ca aceste crăpături să nu apară în corpul piesei, trebue ca diferenţa de temperatură între piesă şi maselotă — în timpul răcirii — să fie mare, iar în maselotă, transformarea respectivă să înceapă în momentul în care aceasta este complet terminată în corpul piesei. In acest caz, crăpăturile vor apare sub retasură, în maselotă.

De aceea, pentru obţinerea unor piese turnate din oţel special lipsit de crăpături, trebue folosiţi în mod raţional răcitori, cu ajutorul cărora să se modifice în diferite părţi ale piesei, viteza de răcire.

Pentru turnarea frezelor de modul mare, autorii au folosit oțel de compoziție corespunzătoare oțelului R 18, elaborat în cuptor de inducție sau în cuptor monofazic cu arc — DMK. Scoaterea piesei din formă se făcea după ce piesa s'a răcit la 500° C. Duritatea în stare turnată era $H_{RC} = 57-59$. Se aplica tratamentul de recoacere de trei ore la 880°C, răcire cu 30—40° C pe oră până la 700° C, menținere două ore la această temperatură, încălzire din nou la 740° C, menținere la această temperatură șapte ore, răcire cu 40—50° C pe oră până la 500° C, iar după aceea răcire cu cuptorul sau în aer. In urma acestei recoaceri se obținea o duritate $H_B = 207-302$ kg mm². Nu se modifica structura, în rețea, a carburilor. După prelucrarea mecanică, frezele se tratau după regimul corespunzător celor executate din oțel R 18 forjat.

Prin aplicarea metodei de turnare a frezelor, s'a ajuns la micșorarea la jumătate a cantității de oțel special necesar confecționării lor. In legătură cu aceasta mai trebue avut în vedere greutățile pe care le prezintă elaborarea pieselor de secțiuni mari din oțeluri speciale forjate (rebuturi mari la elaborare, la forjare, greutate în obținerea rețelei fine de carburi, în cazul secțiunilor mari forjate etc.).

Autorii ajung la concluzia că frezele de dimensiuni mari, turnate din oțel special, prezintă avantaje economice chiar față de frezele executate din cuțite montate în corp, din oțel nealiat (freze compuse).

A.P. Penski și F. L. Rasuvaeva [12] au studiat diferite compoziții ale oțelului special, în vederea turnării sculelor. Incercările au fost executate atât cu scule turnate și tratate cât și cu cele netratate termic. Durabilitatea muchiei aşchietoare este similară la sculele tratate și la cele netratate termic, și în multe cazuri chiar superioară durabilității sculelor executate din oțel R 18 forjat. Incercările s'au efectuat mai ales cu plăcuțe turnate din oțel special, care s'au folosit la confecționarea cuțitelor lipite sau a sculelor compuse. S'au făcut încercări în exploatare cu 45000 de astfel de scule, obținându-se rezultate complet satisfăcătoare.

Autorii au stabilit compoziția chimică a două feluri de oțeluri, pe care le recomandă pentru executarea sculelor turnate.

Oțelul din grupa I-a, cu compoziția chimică: 1,20—1,30 % C; 3,5—4,0 % Cr; 16,0—18,0 % W; 1,30—1,70 % V, cu duritatea în stare turnată $H_{RC} = 50$ și care trebue, în mod obligator, tratat termic. Tratamentul poate consta, fie dintr'o revenire, fie din călire urmată de revenire (similar cu tratamentul aplicat oțelului R 18). Conținutul mare în carbon asigură obținerea unei durități mari numai prin tratamentul de revenire (560—600° C).

Oțelul din grupa a II-a, cu compoziția chimică: 1,15 — 1,20 %C; 3,5 — 4,0 %Cr; 15 — 17 %W; 2,0 — 2,20 %V, cu duritatea din turnare $H_{RC} = 62-65$, putând fi utilizat netratat termic. In acest caz, este suficientă o simplă ascuțire a sculei, rezultând din aceasta o serie de avantaje economice.

Autorii au stabilit de asemenea că, calitățile sculei turnate depind mai ales de conținutul în carbon și în vanadiu. Conținutul mare în carbon asigură durabilitatea muchiei aşchietoare la temperaturi înalte. De asemenea, poate fi utilizat oțelul P 9 (0,85 — 0,95 %C; 3,8 — 4,4 %Cr; 8,5—10,0 %W; 2,0 — 2,6 %V) cu un conținut mare în carbon și în vanadiu.

Astfel de oțeluri cu conținut mare în carbon sunt oțeluri tipice pentru turnarea sculelor. Oțelurile cu această compoziție nu pot fi forjate.

Pentru a lămuri influența conținutului înalt în vanadiu, în cazul oțelului special turnat, cu conținut mare în carbon și cu conținut variabil în wolfram (10 — 18 %W), I.S. Kvater [13] a făcut o serie de încercări. Din aceste încercări rezultă că prin mărirea conținutului în vanadiu dela 1,9 % la 4,5 %, crește temperatura transformării martensitice, iar la un conținut de 7,29 %V, oțelul nu se mai călește (nu prezintă transformări alotropice). Mărirea conținutului în vanadiu dela 2 % la 4,5 % duce la creșterea durității oțelului (cu compoziția chimică: 1,4 %C; 4 %Cr și 18 %W) călit (dela 1280°C) dela 48 la 65 H_{RC} și micșorează cantitatea de austenită reziduală. Oțelul cu 4,5 %V, afară de carburi de forma Fe_3W_3C, conține

și carburi aciculare — VC. Durabilitatea muchiei aşchietoare la oţelul turnat, cu conţinut mare în vanadiu (4,5 %V) este de două ori mai mare decât la oţelul R 18 forjat. De asemenea s'a stabilit că în cazul oţelului special turnat, cu 4,5 %V, se obţin scule cu calităţi superioare de aşchiere, atât în cazul unui conţinut înalt în carbon şi în wolfram, cât şi în cazul unui conţinut redus. Mărirea conţinutului în wolfram dela 10 % la 18 %W nu prezintă niciun avantaj.

Autorii citaţi mai sus, afară de A. P. Penski, F. L. Rasuvaeva [12] şi V. A. Alexeev, P. S. Perşin [11], s'au ocupat într'o mică măsură de influenţa tehnologiei turnării sculelor, asupra calităţilor lor. După tehnologia turnării sculelor, acestea pot fi împărţite în următoarele categorii:

1. Scule turnate ce necesită prelucrare mecanică, cum sunt frezele [11], unele cuţite profilate, burghiele etc. In acest caz, oţelul special turnat trebue să fie prelucrabil prin aşchiere în urma recoacerii şi deci se cere utilizarea oţelurilor speciale ce se tratează termic (de obicei cu compoziţia chimică apropiată de a oţelului R 18).

2. Scule turnate ce nu necesită prelucrare mecanică şi care se confecţionează prin sudură, supunându-se deci unei încălziri ulterioare (de exemplu: cuţite lipite). In acest caz, oţelul special turnat trebue să aibă calităţi superioare de aşchiere, din turnare, care să nu se modifice sau dacă se modifică, să se îmbunătăţească prin încălzirile ulterioare.

3. Scule turnate ce nu necesită prelucrare mecanică şi nici aplicarea lor pe suporţi (de exemplu, plăci pentru burghie, pentru găurire în adâncime). In acest caz, oţelul special turnat trebue să aibă din turnare calităţi superioare de aşchiere.

Această clasificare se modifică în cazul utilizării metodelor de turnare de precizie, cu modele de ceară [14], [15], 16], [17], [18], [19], [20] sau a altor metode de turnare cu adausuri minime de prelucrare, ce exclud prelucrarea prin aşchiere a pieselor turnate, fiind necesară numai operaţia de ascuţire. In acest caz, rămân valabile numai ultimele două grupe.

Utilizarea lipiturilor tari face posibilă folosirea oţelurilor turnate corespunzătoare numai ultimei grupe, din care fac parte oţelurile cu compoziţii mai economice şi cu un randament de aşchiere maxim.

Dintre metodele noi utilizate pentru obţinerea pieselor de precizie, prezintă interes turnarea în amestec de formare cu bachelită sau turnarea în miezuri ceramice presate, după metodele descrise de A. A. Mazilev [21] sau de M. A. Smelkin [22].

De asemenea prezintă interes executarea sculelor turnate cu plăci de oţel special şi corpul de oţel obişnuit, metodă pusă la punct de A. L. Roghinski [23] sau a sculelor cu plăci de oţel special şi corpul de fontă, după metoda propusă de Nilorski [24]. In ultimul caz, trebue respectat un regim strict în ceea ce priveşte tratamentul termic, deoarece temperatura de călire a oţelului special (1280° C) este foarte apropiată de temperatura de topire a fontei cu un conţinut redus în carbon (1350° C) din care este executat corpul sculei. In consecinţă, în cazul unei manipulări neatente, corpul sculei se poate topi.

După cum arată A.I. Ghimpelson [25], problemei influenţei tehnologiei formării şi turnării sculelor asupra calităţii sculelor turnate, i s'a acordât o atenţie mai mare abia în ultimul timp.

De problema turnării în forme obişnuite s'a ocupat S. S. Cetverikov şi S. S. Nekrasov [26]. Aceştia, în urma cercetărilor făcute, au stabilit compoziţia optimă a amestecului pentru miezuri şi a amestecului de formare. Acest amestec permite obţinerea unei suprafeţe curate a piesei turnate (tabloul Nr. 1).

Se poate utiliza până la 25 % amestec folosit.

Problema calităţii suprafeţei piesei turnate a fost studiată şi de A. D. Popov [27], precum şi de alţi autori [28].

Precizia pieselor turnate, în funcţie de metoda de turnare folosită, a fost studiată în mod temeinic de P. P. Berg [29], iar metodele tehnologice de turnare a sculelor în forme

obișnuite a fost studiată și definitivată de A.I. Ghimpelson [25], ambele cercetări fiind executate în cadrul ȚNIITMAȘ-ului.

Metoda ȚNIITMAȘ constă în folosirea modelelor metalice și a unui amestec de formare ale cărui caracteristice sunt date în tabloul Nr. 2 [25], [30]. Drept vopsea de forme se recomandă folosirea marșalitei sau nisipului de cuarț măcinat și a leșiei sulfitice, cu densitatea de 1,05 — 0,85 % (care poate fi înlocuită cu sticlă solubilă) sau a tetroetilortosilicatului. Gradul de precizie a sculelor astfel turnate corespund clasei a 7-a după GOST (tabloul Nr. 3).

Sculele cu un grad de precizie mai ridicat corespunzător clasei a 5-a (tabloul Nr. 3) se obțin, după cum arată P. P. Berg [29] în cazul turnării cu modele de ceară. O precizie apropiată poate fi obținută și prin alte metode noi de executare a modelelor [21], [22].

Turnarea sculelor în formă se poate face obișnuit, sub presiune sau prin centrifugare [28], [30], obținându-se piese mai compacte.

Tabloul Nr. 1

Compoziția amestecului de formare [26]

Constituenți	Amestec 1	Amestec 2
Nisip Lubeneţk K 50/100	50	80
Pământ de Tamborsk P 140/270	50	—
Marșalită	—	20
Dextrină	3—4	3—4
Ulei de in	1	1

Tabloul Nr. 2

Compoziția și caracteristicile amestecului de formare

Constituenți	Caracteristice
Nisip de cuarț (din Lubeneţk) cu dimensiunea boabelor de nisip K = 70/100	95 — 96 %
Dextrină	1,5 — 1,0 %
Humă albă refractară (din Latninsk)	2,5 — 1,5 %
Ulei de in pentru miezuri (poate fi înlocuit cu leșie sulfitică, densitate 1,23—1,27, în cantitate dublă față de ulei)	1,0 — 1,5 %
Temperatura de uscare	220 — 250°C
Rezistența în stare crudă	0,10— 0,12 kg/cm²
Porozitate	80—140
Umiditate	4 — 6 %
Rezistență de rupere, în stare uscată	10 — 12 kg/cm²

In ceea ce privește topirea și elaborarea oțelului special, aceasta se poate face — după cum am văzut — mai ales în cuptoare cu arc sau în cuptoare de inducție [11], [25], [28], [31].

Pe baza desvoltării și introducerii în practica uzinelor din U.R.S.S. a tehnologiei turnării sculelor, A.I. Ghimpelson, dela ȚNIITMAȘ [25] ajunge la concluzia că această metodă prezintă următoarele avantaje față de tehnologia clasică de fabricare a sculelor.

1. Micșorează și câteodată exclude complet prelucrarea mecanică.

2. Deșeurile de oțel special, sub formă de așchii, se reduc la minim 5 — 10 % (pierderile prin așchiere, în cazul sculelor forjate, sunt de 50—60 %).

3. Se pot recupera complet orice fel de deșeuri de oțel special.

4. Ciclul de fabricație se reduce de 3—5 ori, productivitatea muncii crește și se reduce prețul de cost.

5. Mâna de lucru poate fi mai puțin calificată.

6. Randamentul de lucru al sculei crește de 1,5 — 2,5 ori.

7. Fabricarea sculelor turnate poate fi organizată în orice uzină, drept agregat de topire putându-se folosi orice cuptor de dimensiuni mici cu capacitatea de 10 — 50 kg, cuptor electric cu arc, cu creuzet, cuptor de inducție etc.

8. Se micșorează parcul de mașini-unelte, instalații de forjare, se reduce consumul de combustibil și energie electrică.

Tabloul Nr. 3

Abaterile admisibile la piesele prelucrate mecanic

Dimensiuni nominale mm				Abaterile admisibile în mm după:				
				Clasa a 3-a	Clasa a 5-a	Clasa a 7-a	Clasa a 8-a	Clasa a 9-a
Peste	1	până la	3	0,020	0,12	0,25	0,40	0,60
»	3	»	6	0,025	0,16	0,30	0,48	0,75
»	6	»	10	0,030	0,20	0,36	0,58	0,90
»	10	»	18	0,035	0,24	0,43	0,70	1,10
»	18	»	30	0,045	0,28	0,52	0,84	1,30
»	30	»	50	0,050	0,34	0,62	1,00	1,60
»	50	»	80	0,060	0,40	0,74	1,20	1,90
»	80	»	120	0,070	0,46	0,87	1,40	2,20
»	120	»	180	0,080	0,53	1,00	1,60	2,50
»	180	»	260	0,090	0,60	1,15	1,90	2,90
»	260	»	360	0,100	0,68	1,35	2,20	3,30
»	360	»	500	0,120	0,76	1,55	2,50	3,80
»	500	»	630	0,140	0,90	1,80	2,80	4,50
»	630	»	800	0,150	1,00	2,00	3,00	5,00
»	800	»	1000	0,170	1,10	2,20	3,50	5,50
»	1000	»	1250	0,200	1,20	2,40	4,00	6,00
»	1250	»	1600	0,220	1,30	2,60	4,50	6,50
»	1600	»	2000	0,250	1,50	3,00	5,00	7,00
»	2000	»	2500	0,280	1,80	3,50	5,50	8,00
»	2500	»	3150	0,300	2,00	4,00	6,00	9,00
»	3150	»	4000	0,350	2,20	4,50	7,00	10,50
»	4000	»	5000	0,400	2,50	5,00	8,00	12,00
»	5000	»	6300	0,450	2,80	5,50	9,00	14,00
»	6300	»	8000	0,500	3,20	6,50	10,00	16,00
»	8000	»	10000	0,600	3,50	7,00	12,00	18,00

In concluzie, experiența tehnicii sovietice ne dovedește că executarea pieselor turnate este o metodă avansată de fabricare a sculelor de calitate.

★

Pe baza experienței tehnicii sovietice și ținând seama de posibilitățile existente, autorii acestei lucrări s'au ocupat de posibilitatea executării sculelor turnate în condiții de atelier, folosind în acest scop utilajele existente, sau acele care pot fi ușor executate.

Dela început a fost exclusă turnarea cu modele de ceară sau folosirea pentru elaborarea oțelului a cuptorului cu arc tip DMK sau a cuptorului de inducție.

Din motivele arătate s'a hotărît construirea unui cuptor de topit cu arc, cuptor care poate fi ușor executat în orice atelier, iar ca materie primă s'a hotărît folosirea deșeurilor de oțel special.

2. *Agregatul de topire*

Pentru topirea și elaborarea oțelului special s'a folosit un cuptor de topit cu arc, alimentat dela un generator de sudură de 500 amperi.

Principiul de construcție a cuptorului a fost luat din literatura sovietică [28], [2], schema de principiu fiind dată în figura 1 (după I.A. P a p l a v s k i).

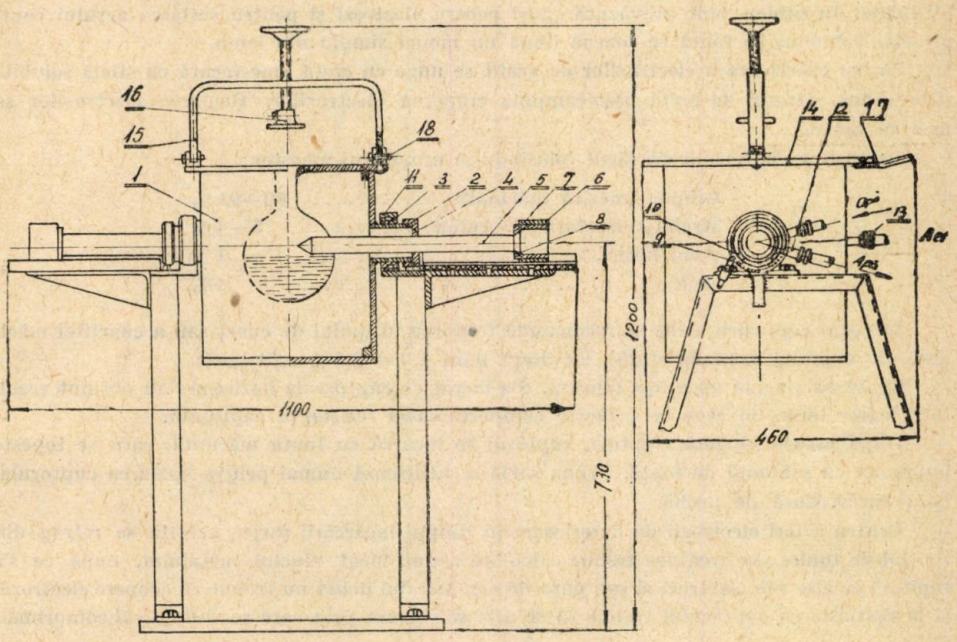


Fig. 1. — Schema de principiu a cuptorului de topit cu arc, alimentat de un generator de sudură de 500 A.

Capacitatea cuptorului folosit era de 6 — 8 kg.

In conformitate cu schema de principiu (fig. 1) a acestui cuptor [2] el este compus dintr'un corp cilindric de oțel *1* și din suportul cuptorului.

Pe corp sunt sudate două axe goale *2*. Ele sunt situate pe lagărele *3*, fixate de suportul cuptorului, prin șuruburi. Axele laterale sunt prevăzute cu piulițele *4*. Prin piulițe sunt trecute de ambele părți electrozii de grafit *5*. Capetele exterioare ale electrozilor sunt fixate în bucșele de cupru *6*, conice și crestate; aceste bucșe intră fix în inelele de alamă *7*, care sunt strunjite conic. Conductorii de curent sunt sudați de șinele din cupru sub formă de jghiab *8* și *9*, fixate de jghiaburile din asbest *10*. Electrozii, împreună cu inelele, se mișcă înainte și înapoi, rămânând permanent în contact cu șinele de alimentare cu curent. Lagărele au la exterior o adâncire inelară, acoperită cu inelul sudat *11*. De aceste inele se sudează câte două țevi *12*, cu ajutorul cărora se face legătura la apa de răcire. Cea de a treia țeavă, *13*, se sudează de corpul cuptorului pentru suflarea aerului comprimat în spațiul de topire. In partea de sus, corpul cuptorului se acoperă cu un capac demontabil *14*. De capac este fixată o potcoavă rotativă *15* cu un șurub de strângere *16*. Cu ajutorul mânerului *17*, cuptorul se rotește în lagăre cu 180° în jurul electrozilor. In timpul căptușirii cuptorului se folosește un șablon ce asigură obținerea cavității interioare în care se va topi aliajul. Drept șablon se întrebuințează o retortă de laborator sau o lampă electrică arsă. Retorta se umple cu

nisip; după ce s'a făcut căptuşirea, nisipul se scoate din retortă. Cu ajutorul unor şabloane din lemn, se fac în căptuşeală găuri rotunde pentru electrozi.

In retortă se fac, cu grijă, câteva găuri; două pentru electrozi şi una pentru suflarea aerului comprimat. Este mai comod să se utilizeze şabloane turnate din fontă. Aceste şabloane turnate seamănă ca formă cu o retortă alungită, având grosimea pereţilor de 4 — 6 mm. Volumul interior al şablonului (capacitatea) este de 5—3 ori mai mare decât volumul metalului lichid. In şablon sunt prevăzute găuri pentru electrozi şi pentru suflarea aerului comprimat. Şablonul de fontă se toarnă după un model simplu din lemn.

Partea exterioară a electrozilor de grafit se unge cu cretă amestecată cu sticlă solubilă şi se usucă. Stratul de cretă preîntâmpină crăparea electrozilor. Reglarea electrozilor se face cu mâna.

Căptuşirea cuptorului s'a făcut folosindu-se următorul amestec:

Crommagnezită măcinată	90—91 %
Argilă refractară de Anina	5—4 %
Acid boric	1 %
Apă	4 %

In cazul căptuşirii acide se recomandă folosirea nisipului de cuarţ sau a cuarţitei măcinate, de anumită granulaţie [25], iar drept liant 2,0 — 2,5 % acid boric.

Căptuşeala acidă nu a fost folosită. S'a lucrat cu căptuşeala bazică şi s'au obţinut rezultate foarte bune, în ceea ce priveşte comportarea şi rezistenţa căptuşelii.

După uscare (se face treptat), cuptorul se încarcă cu fontă mărunţă, care se topeşte împreună cu şablonul de fontă. Prima şarjă se utilizează numai pentru spălarea cuptorului cu o încărcătură de probă.

Pentru a feri electrozii de deteriorare în timpul încărcării şarjei, aceştia se retrag din spaţiul de topire. Incărcătura trebue calculată astfel, încât nivelul metalului, după ce s'a topit, să se afle sub electrozi şi sub gura de aer. Metalul lichid nu trebue să acopere electrozii, şi la răsturnarea cuptorului trebue să se afle sub gaura prin care se suflă aerul comprimat.

3. *Elaborarea şarjelor şi turnarea pieselor*

Cuptorul se încarcă dela început cu deşeuri de oţel special şi cu feroaliaje.

Incărcarea trebue astfel făcută, încât arcul să se formeze între electrozi, deci încărcătura să se afle sub electrozi. Incărcarea trebue făcută dintr'odată (fără reîncărcări), iar diferitele materiale să fie bine amestecate între ele.

Trebue avut grijă să nu se formeze « urs » în cuptor, din cauza opririlor şi pornirilor repetate.

Materialele de încărcare nu trebue să fie ruginite sau umede, bucăţile încărcate trebue să fie mărunte (maximum 3—5 mm).

Trebue avut grijă ca la turnare să se scurgă tot materialul din cuptor.

Este destul de greu să se obţină uniformizarea materialului lichid în cuptor şi trebue o deosebită grijă în cazul adăugării de fero-wolfram, ca acesta să nu rămână netopit pe fundul cuptorului (adaugarea în bucăţi mărunte, alternativ, cu altă încărcătură).

Desoxidarea şi mai ales rafinarea materialului se face greu. Drept desoxidanţi s'au folosit fero-siliciul şi fero-manganul. Nu s'a folosit aluminiul. Trebue să se lucreze cu atenţie, pentru a nu se obţine piese poroase.

Controlul compoziţiei chimice în timpul elaborării şarjei nu se poate face, elaborarea nu poate fi deci condusă şi cuptorul se poate folosi practic mai mult în scopul retopirii deşeurilor, corectându-se prin calcul compoziţia, prin adăugarea dela început a feroaliajelor (topire şi aliere).

Nu se admite întreruperea arcului pentru reîncărcări, luare de probe etc., deoarece oțelul se răcește foarte repede putând îngheța parțial sau complet. In acest caz, retopirea se face foarte greu și de cele mai multe ori căptușeala trebue spartă.

Prin topirea și supraîncălzirea oțelului special, pierderile în elemente de aliere sunt aproximativ următoarele (constatat din evidența statistică a șarjelor turnate):

Carbon	50—60%	Mangan	85—95%
Crom	80—90%	Wolfram	8—15%
Siliciu	85—95%	Vanadiu	25—40%

Pentru a stabili arderile elementelor de aliere s'au făcut analizele chimice ale încărcăturilor.

Pierderile corespund încărcării dela început a tuturor elementelor.

După cum se vede, prin ardere se pierd cantități reduse de wolfram, în timp ce siliciul și manganul se pierd practic complet. De aceea, în cazul retopirii deșeurilor de oțel special R 18, pentru a compensa arderile, trebue adăugat fero-crom, fero-siliciu, fero-mangan și praf de cocs de petrol.

Topirea unei șarje de 3—6 kg durează, în cazul folosirii unei surse de 500 A (generator de sudură), 15 — 30 de minute. Se pot elabora maximum două șarje pe oră, fiecare șarjă de 6 kg. Pentru a se realiza o topire rapidă, volumul cuptorului trebue astfel ales ca să nu se facă reîncărcări în timpul elaborării șarjei. In cazul unei eventuale reîncărcări, electrozii trebue îndepărtați, arcul se întrerupe și materialul se răcește putând chiar să înghețe.

Metalul se toarnă direct în formă.

Imediat ce forma de turnare este pregătită, se așează cu culeaua în jos deasupra gurii cuptorului. Intre capacul cuptorului și formă se pune o garnitură de asbest pentru etanșare, cu un orificiu central. Pe fundul formei se pune o placă metalică cu găuri prin care ies gazele. Forma se fixează strâns de capacul cuptorului cu ajutorul șurubului *18*. Apoi, cuptorul se răstoarnă și se suflă aer comprimat cu presiunea de 2—3 at. Sub presiunea aerului comprimat și a propriei sale greutăți, metalul lichid umple forma. Presiunea prea mare a aerului comprimat poate provoca ieșirea oțelului la suprafața de separație, între cuptor și formă, provocând accidente. Peste 30—40 sec., cuptorul se întoarce în poziția inițială. Forma umplută se scoate și se desbate, iar cuptorul poate fi folosit pentru o nouă încărcare.

Intreaga cantitate de oțel topit trebue turnată dintr'o dată și de aceea trebue să se potrivească în consecință volumul pieselor turnate, cu cantitatea de metal lichid elaborată. Deci, fiecare șarjă nouă diferă de cea precedentă, deoarece de fiecare dată se face o nouă încărcătură. Pentru ca materialul să nu rămână în gura cuptorului sau în spațiul de topire, trebue ca între piesa care se toarnă și spațiul de turnare să se prevadă un rezervor intermediar. In acest fel, toate resturile de material și sgură rămân în forma intermediară, iar gura cuptorului și spațiul de topire rămân curate.

Este însă greu de realizat o ritmicitate a șarjelor succesive.

4. *Formarea pieselor*

Pentru formarea pieselor s'a folosit formarea manuală. La început s'au folosit modele de lemn, trecându-se ulterior la formarea pe modele metalice, obținându-se în acest caz o precizie mai mare a pieselor turnate.

Drept amestec de formare s'au folosit următoarele amestecuri:

Amestecul 1.	Nisip de cuarț Aghireș	90%
	Humă de Anina	10%
Amestecul 2.	Nisip de cuarț Aghireș	95%
	Dextrină sau leșie sulfitică	2%
	Ulei de in	1,5%
	Humă albă de Medgidia	1,5%

Ultimul amestec, care corespunde amestecului de formare recomandat de ȚNIITMAȘ [25] a dat rezultate mult mai bune în ceea ce privește precizia pieselor turnate. Formele s'au uscat în cuptor la 180—220°C.

Pentru vopsirea formelor s'a utilizat o vopsea făcută din soluție de humă de Medgidia și leșie sulfitică. Incercările de a folosi marșalită nu au dat rezultate, deoarece nu s'a reușit să se obțină cuarț cu granulație minimă de 90%, pe sita N 200.

Incercările de a folosi melasă, ca vopsea pentru forme, nu au dus la rezultate bune.

Folosind metoda optimă de formare, adică formele metalice, amestec de formare după amestecul 2 și vopsirea formelor cu amestec de leșie sulfitică și argilă refractară, s'a obținut o precizie de 0,7—0,8 mm pentru piese de 2 kg greutate, la diametrul de 130 mm.

Precizia turnării corespunde deci, ca și în cazul încercărilor ȚNIITMAȘ [25], [29], clasei a 7-a de precizie — după GOST.

In cazul folosirii amestecului 1 (cu conținut ridicat de humă), precizia pieselor turnate a fost mai mică. Totodată, amestecul de formare nu se curăță așa bine de pe piesele turnate.

In vederea asigurării unei suprafețe curate este necesară folosirea amestecului 2 pentru formare, vopsirea fontei cu humă și leșie sulfitică și respectarea regimului corect de uscare a formelor.

Piesele turnate se sablează.

S'au turnat plăci de oțel special, conform STAS 364—49 și freze pentru tăiat canale de pană, conform STAS 580—49, cu diametrul de 130 mm și lungimea de 24 mm.

In toate cazurile, pe canalul de scurgere a oțelului lichid, în formă, s'a prevăzut un rezervor pentru materialul lichid. In acest rezervor rămâne, după turnarea piesei, materialul care a fost încărcat în exces și care altfel ar rămâne în cuptor obturând gura de încărcare a cuptorului. Rezervorul intermediar se dimensionează deci după volumul pieselor turnate și după cantitatea de metal lichid care se toarnă. După cum s'a mai arătat, întreaga cantitate de metal topit se toarnă dintr'odată.

La piesele turnate s'au obținut muchii ascuțite, nefiind necesar pentru punerea în exploatare a pieselor decât de ascuțirea lor la mașini de rectificat cu discuri abrazive.

5. *Compoziția chimică, microstructura și calitățile sculelor turnate*

Din cauza dificultăților arătate mai sus, în legătură cu elaborarea șarjelor în cuptorul de topit (fig. 1), nu s'au putut obține întodeauna compozițiile dorite ale sculelor turnate.

Incercările făcute au dovedit însă că în cazul turnării sculelor de dimensiuni mici, în general sub 20 mm grosime minimă, se pot obține din turnare, scule care au calități de aşchiere comparabile și chiar superioare oțelului R18. In acest scop, este necesar a se folosi deșeuri de oțel R18, care prin retopire, practic, păstrează tot wolframul și la care, în încărcătură, trebue să se adauge fero-crom și eventual fero-vanadiu, și cocs de petrol, pentru a compensa pierderile prin ardere a carbonului, cromului și vanadiului. La sfârșit, se desoxidează cu fero-mangan și fero-siliciu și eventual cu aluminiu.

In acest fel s'au turnat mai ales plăci pentru cuțite de strung, care din turnare aveau duritatea $H_{RC} = 62—65$. Din aceste plăci s'au executat cuțite lipite. Lipitura se execută cu ajutorul prafului de lipit, pe bază de fero-siliciu, aşchii fine de fontă și borax, folosit și la executarea cuțitelor lipite din oțel R18 forjat. După lipire, care se execută după metode obișnuite (încălzire la circa 1250°C până la topirea pastei și presare), cuțitele nu se mai tratau termic.

Răcirea în aer a cuțitelor lipite, urmată de revenire la 600°C dă rezultate echivalente cu tratamentul obișnuit de călire și revenire a oțelului R18 forjat.

Acest lucru se explică prin răcirea rapidă în aer a plăcii din oțel R18 forjat după executarea lipirii, răcire ce echivalează cu o călire.

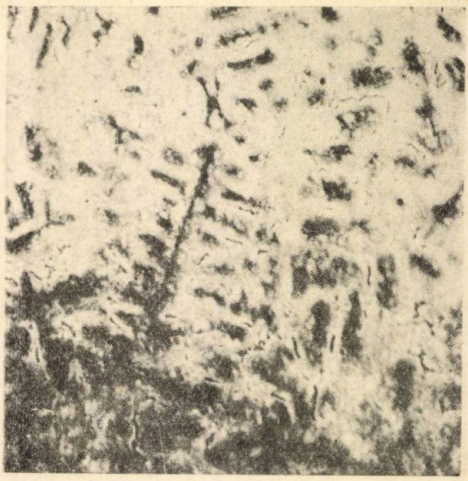


Fig. 2. — Microstructura plăcii de oțel special (grosime 12 mm) din șarja 619/0. Atac nital 2% × 400.

Fig. 3. — Microstructura frezei de oțel special (grosime 20 mm), șarja 1338/0. Atac nital 2% × 400.

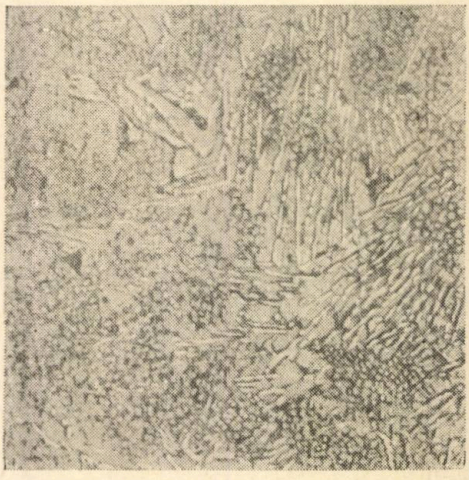


Fig. 4. — Microstructura plăcii de oțel special (grosime 12 mm), șarja 593/0. Atac nital 2% × 500.

Pentru a se verifica efectul călirii asupra oțelului de scule turnat, s'au făcut încercări de călire și revenire sau numai de revenire la sculele turnate, cu compoziția chimică din tabloul Nr. 4, fără însă a se obține o creștere sensibilă a durității obținute din turnare.

Tabloul Nr. 4

Compoziția chimică, duritatea și microstructura sculelor turnate din oțel special

Nr. șarjei	Piesa turnată	Grosimea piesei mm	Analiza chimică %									HRC din turnare	Microstructura
			C	Si	Mn	Cr	W	V	Mo	S	P		
619 0	Placă cuțit strung	12	1,05	0,29	0,20	4,88	16,40	0,60	0,42	0,336	0,029	63	fig. 2
1338/0	Freză	20	1,25	0,10	0,14	3,85	9,44	1,41	0,25	0,030	0,025	60	fig. 3
593 0	Placă cuțit strung	12	1,34	0,30	0,67	4,88	16,40	0,60	0,63	0,036	0,30	63	fig. 4
5 0	Placă cuțit strung	12	1,72	0,27	0,16	9,95	16,96	3,70	0,30	0,007	nu are	63	fig. 5
6/0	Placă cuțit strung	12	3,10	0,70	0,16	8,45	14,25	3,50 Co= 1,27	0,22	0,024	nu are	60	fig. 6

Pe lângă rezultatele practice arătate mai sus, obținute în încercările făcute, prin modificarea compoziției chimice a pieselor turnate (tabloul Nr. 4), s'a căutat să se obțină scule de o compoziție chimică care nu permite forjarea (conținut mare în carbon), în scopul obținerii unor calități de așchiere superioare oțelului R18 forjat.

Din aceste încercări rezultă o modificare sensibilă a microstructurii, prin modificarea compoziției chimice și a grosimii piesei (deci modificarea vitezei de răcire).

Microstructura obișnuită a unui oțel special turnat este dat în figura 2. In acest caz, microstructura este formată din trei constituente: ledeburită, austenită (de culoare deschisă) și porțiuni de sorbită și troostită (de culoare închisă). Neomogeneitatea structurii se datorește vitezei mari de răcire și deci limitării difuziei.

Această viteză mare de răcire favorizează segregația dendritică. Părțile interioare ale dendritelor ce se solidifică la început sunt mai puțin aliate și de aceea, după răcire, dau troostită sau sorbită. Zonele interdendritice vor conține elemente de aliere într'o măsură mai mare (constituentul de culoare deschisă) și, după răcire, vor da austenită+martensită (nu se produce transformarea completă, din cauza conținutului ridicat în elemente de aliere). In sfârșit, la urmă, se formează carburi sub formă de eutectic, în interiorul austenitei. Din cercetările făcute asupra structurii oțelului special turnat [12] rezultă că constituenții de culoare deschisă au duritatea mai mare.

Cu toată neuniformitatea compoziției chimice și a durității (microdurității), plăcile pentru cuțitele de strung turnate din acest oțel special, fără a fi tratate termic, au dat rezultate identice și chiar mai bune în comparație cu sculele executate din oțel R18 forjat.

Freza turnată din șarja 1338/0 din oțel cu un conținut mai mic în wolfram și mai mare în carbon, a dat o microstructură mai grosolană (fig. 3). Acest lucru se datorește probabil unei secțiuni mai mari a piesei turnate.

Cu tot conținutul mai mic în wolfram, freza s'a comportat similar, în ce privește calitățile de așchiere, cu frezele executate din oțel R18 forjat. Astfel, la o viteză de așchiere de 28 m/min, avans 0,5 mm, după o jumătate oră de prelucrare a unui oțel OL C 60, cu rezistența de rupere de 60 kg/mm^2, nu s'a observat o tocire a frezei.

Șarjele 593/0, 5/0 și 6/0 s'au elaborat în scopul de a se determina dacă prin mărirea conținutului în carbon (obținerea aliajelor neforjabile cu carburi) nu se pot realiza scule din turnare, cu duritate mai mare și calități de așchiere mai bune. In această privință, există indicații în literatură că oțelul special turnat de tip R18, cu conținut în carbon mai mare

de 3% şi cu adaus de 5—10% Co, are o duritate H_{RC} = 70. Calităţile lui de aşchiere ar fi superioare oţelurilor speciale obişnuite. In acelaşi fel s'ar fi comportat oţelul turnat, cu conţinut mare în carbon, aliat cu 8% Mo, 8% Co, 4% Cr, 2% W şi 1% V. Incercările făcute care au constat, după cum rezultă din tabloul Nr. 4, numai din mărirea conţinutului în carbon şi în crom a deşeurilor de oţel R18 returnate nu au dat o creştere a durităţii. Microstructurile respective arată o creştere apreciabilă de carburi şi de austenită (fig. 4, fig. 5, şi fig. 6).

Este probabil că creşterea durităţii şi a calităţilor de aşchiere din turnare este legată de conţinutul în cobalt.

Din microstructurile de mai sus rezultă că, prin mărirea conţinutului în carbon peste 1,3%, creşte apreciabil cantitatea de carburi, modificându-se structura caracteristică (fig. 2) a oţelului special turnat.

In secţiuni mai subţiri s'a observat, în unele cazuri, carburi sub formă globulară (fig. 7).

In urma recoacerii la 580—600° C, timp de o oră, a sculelor turnate şi netratate termic, s'a obţinut o creştere a durităţii cu 1—4 unităţi Rockwell.

CONCLUZII

Din încercările făcute se pot trage următoarele concluzii:

a) Folosind un utilaj ce poate fi executat în orice atelier (cuptor de topit cu arc de tipul celor din figura 1, alimentat de un generator de sudură) se pot turna din deşeuri de oţel special, fără respectarea unei analize chimice prea exacte, scule de dimensiuni mici, corespunzând clasei de precizie 7, şi care fără a fi tratate termic, se comportă similar cu cele executate din oţel R18. In acest fel se pot executa mai ales plăci pentru cuţite lipite şi alte scule mici. Formarea sculelor trebue făcută în amestec de formare din nisip de cuarţ şi ulei de in fiert.

In acest fel atelierele pot să-şi valorifice toate deşeurile (aşchii, rupturi etc.) de oţel special de care dispun. Elementele de aliere care se ard (C,Cr,Si,Mn) în cazul retopirii oţelurilor speciale obişnuite şi care trebue adăogate, nu sunt scumpe şi nici deficitare.

Eventuala recoacere reperată la circa 600° C (timp de circa o oră) a sculelor turnate, duce la oarecare creştere a calităţilor de aşchiere. Ascuţirea prin şlefuire trebue să fie minimă.

In vederea valorificării resurselor interne, mai ales în cadrul uzinelor mici şi mijlocii, metoda prezintă avantaje incontestabile, în ceea ce priveşte scăderea preţului de cost al sculelor, valorificările deşeurilor, eliminarea prelucrării mecanice şi a tratamentului termic, şi a unor investiţii minime.

b) Pentru producţia de mare serie a sculelor turnate, metoda nu poate fi considerată raţională, deoarece este greu de obţinut analiza chimică dorită, iar producţia este mică.

In acest scop, se impune în primul rând folosirea unui agregat de topire adecuat, de preferinţă cuptor de inducţie, pentru topirea oţelului.

Turnarea în amestec de formare din nisip de Aghireş, leşie sulfitică şi ulei de in fiert, asigură precizia cerută sculelor turnate şi, în acest caz, este raţional să se utilizeze compoziţii de oţel special care nu vor fi supuse tratamentelor termice.

Se impune în toate cazurile, sortarea pe calităţi a deşeurilor folosite.

c) Este necesar a se continua cercetările, mai ales în direcţia elaborării de noi oţeluri speciale neforjabile care să dea calităţi de aşchiere superioare oţelurilor forjate. Astfel de aliaje vor ocupa un loc intermediar între oţelurile speciale şi materialele dure metalo-ceramice.

Din cercetările făcute în cadrul prezentei lucrări se poate trage, deocamdată, concluzia că o mărire a conţinutului în carbon, la un oţel de tip R18, peste 1,4% duce la creşterea cantităţii de carburi, fără să ducă la creşterea durităţii şi la o îmbunătăţire a calităţilor de aşchiere.

Calităţi de aşchiere superioare se vor obţine, probabil, prin alierea cu vanadiu şi cobalt.

Fig. 5. — Microstructura plăcii de oțel special (grosime 12 mm), șarja 5/0. Atac nital 2%× 500.

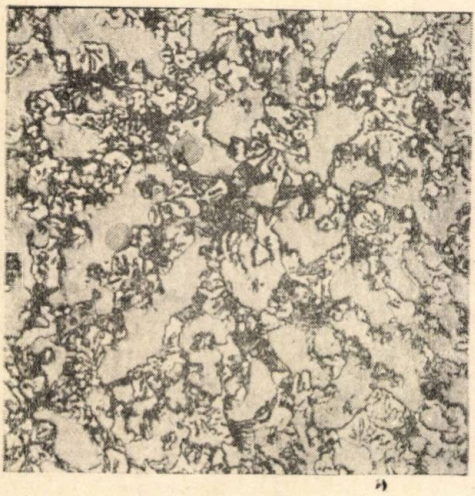


Fig. 6. — Microstructura plăcii de oțel special (grosime 12 mm) șarja 6/0. Atac nital 2%×500.

Fig. 7. — Microstructura unei plăci de oțel special. Atac nital 2% × 400.

De asemenea, se pot studia și alte metode de turnare (cu modele de ceară, cu forme ceramice sau pe bază de bachelită, turnarea centrifugală etc.).

Toate acestea, după cum s'a arătat mai sus, nu exclud folosirea posibilităților pe care le dau cuptoarele mici cu arc.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОМЫШЛЕННЫХ МЕТОДОВ ДЛЯ ТОЧНОЙ ОТЛИВКИ ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ СПЕЦИАЛЬНОЙ СТАЛИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Авторы излагают методы отливки инструментов из инструментальной стали и результаты, полученные в этом направлении советской наукой и техникой.

На основании советского опыта авторы исследовали и применили на практике метод отливки инструментов, пользуясь для этого агрегатами для плавки (дуговой печью) и методами отливки (формы на основе формовочных смесей с обыкновенными связывающими материалами для литья), имеющимися в распоряжении любого литейного цеха, применяя в качестве литьевого сырья отходы от инструментальной стали *R* 18.

Был определен уг. р компонентов в печи, метод правки и литья, степень точности отлитого инструмента и его свойства. Было установлено, что для небольших деталей последующая термическая обработка инструмента не является необходимой, так как его режущие свойства тождественны со свойствами кованного и термически обработанного инструмента из стали *R* 18.

Уточняется область применения в промышленности исследованного метода.

Было установлено, что значительные изменения в химическом составе не имеют заметного влияния на режущие свойства. Увеличение содержания углерода, превышающее 1,4% в инструментах, отлитых из стали типа *R* 18, не приводит к заметному увеличению твердости и режущих свойств. Авторы указывают на необходимость изучения новых составов с повышенным процентом углерода и с прибавлением кобальта и ванадия (нековкие стали) для получения отлитых инструментов, обладающих значительно более высокими режущими свойствами, чем кованные и обработанные термическим способом инструменты из стали *R* 18.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Принципиальная схема плавильной дуговой печи, питаемой сварочным генератором с силой тока в 500 ампер.

Рис. 2. — Микроструктура пластинки из специальной стали (толщина 12 мм) плавки 619/0. Травление: раствор азотной кислоты в этиловом спирте 2% × 400.

Рис. 3. — Микроструктура фрезера из специальной стали (толщина 20 мм) плавки 1338/0. Травление: раствор азотной кислоты в этиловом спирте 2 % × 400.

Рис. 4. — Микроструктура пластинки из специальной стали (толщина 12 мм) плавки 593/0. Травление: раствор азотной кислоты в этиловом спирте 2 % × 500.

Рис. 5. — Микроструктура пластинки из специальной стали (толщина 12 мм) плавки 5/0. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте 2% × 500.

Рис. 6. — Микроструктура пластинки из инструментальной стали (толщина 12 мм) плавки 6/0. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте × 500.

Рис. 7. — Микроструктура пластинки из специальной стали. Травление: 2% раствор азотной кислоты в этиловом спирте. × 400.

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DES MÉTHODES D'ATELIER POUR LA COULÉE DE PRÉCISION DES OUTILS EN ACIER SPÉCIAL

(RÉSUMÉ)

On expose les méthodes de coulée des outils en acier rapide, ainsi que les résultats obtenus dans cette direction par la science et la technique soviétiques.

Etayés de l'expérience soviétique, les Auteurs ont étudié et mis en pratique une méthode de coulée des outils, utilisant à ces fins des agrégats de fonte (four à arc) et des méthodes de coulée (formes basées sur les mélanges de formation à liants communs de fonderie) à la portée de toute fonderie utilisant en tant que charge la matière première, des déchets d'acier rapide R18.

On a déterminé les combustions des composants dans le four, la manière de conduire l'élaboration de la charge, la méthode de coulée, le degré de précision de l'outil coulé et ses qualits. On a établi qu'il n'est pas nécessaire d'appliquer aux petites pièces, le traitement thermique ultérieur de l'outil les qualités qui permettent d'en détacher des copeaux étant similaries à celles d'un outil forgé, en acier R 18, et soumis à un traitement thermique.

On précise le domaine d'application à l'industrie de la méthode étudiée.

On a établi que des variations sensibles de la composition chimique n'ont pas trop d'influence sur les qualités qui permettent de détacher des copeaux. Pour les outils en acier de type R18, la hausse de la teneur en carbone au-dessus de 1,4 % ne mène pas à une augmentation sensible de la dureté et des qualités permettant le détachement en copeaux. Les Auteurs préconisent la nécessité d'étudier des compositions nouvelles, à pourcentage élevé de carbone et addition de cobalt et de vanadium (aciers non forgeables) afin d'obtenir des outils coulés possédant des qualités qui permettent le détachement des copeaux, sensiblement meilleures que celles des outils en acier R 18, forgés et soumis au traitement thermique.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de principe du four-cuve à arc, alimenté par un générateur de soudure de 500 A.

Fig. 2. — La microstructure de la plaque d'acier spécial (12 mm d'épaisseur) provenant de la charge 619/0. Attaque au nital 2% × 400.

Fig. 3. — La microstructure de la fraise en acier spécial (20 mm d'épaisseur) provenant de la charge 1338/0. Attaque au nital 2% × 400.

Fig. 4. — La microstructure de la plaque d'acier spécial (12 mm d'épaisseur) provenant de la charge 593/0. Attaque au nital 2% × 500.

Fig. 5. — La microstructure de la plaque d'acier spécial (12 mm d'épaisseur) provenant de la charge 5/0. Attaque au nital 2% × 500.

Fig. 6. — La microstructure de la plaque d'acier spécial (12 mm d'épaisseur) provenant de la charge 6/0. Attaque au nital 2% × 500.

Fig. 7. — La microstructure d'une plaque d'acier spécial. Attaque au nital 2% × 400.

BIBLIOGRAFIE

1. I. A. Nehendzi, *Stalnoe litie*. Metalurghizdat, Moscova, 1948.
2. I. A. Poplavski, Vestnik Maşinostroenia, 1950, Nr. 8, p. 44—45.
3. N. T. Gudţov i S. A. Kazeev, Metalurg, 1936, Nr. 2.
4. S. A. Kazeev i L. P. Ermoşin, Metalurg, 1937, Nr. 2.
5. — Sbornik po obmenu tehniceskim opitom. Uralmaşzavoda, 1943.
6. I. A. Revis, T. A. Lebedev, M. I. Melnikov, Vestnik Maşinostroenia, 1944, Nr. 9—10.

7. V. I. Prosvirin, I. F. Zudin, A. D. Verșinskaia, Stanky i Instrumenti, Mașghiz, 1945, Nr. 3.
8. T. A. Lebedev i I. A. Revis, Tehniko-informaționnîi buletin TNIINKTP, 1945, Nr. 2—3.
9. I. A. Revis, I. Kvater, V. Artemiev, P. Perșin, *Litoi instrument*, Mașghiz, Moscova, 1945.
10. I. A. Gheler, Vestnik Mașinostroenia, 1943, Nr. 9—10.
11. V. A. Alexeev, P. S. Perșin, *Litie cerviacinoi frezl. Proizvodstvo i eksploatația instrumenta. Opît uralskih zavodov.* Mașghiz, Moscova, 1949, vîpusk I.
12. A. P. Penski, F. L. Rasuvaeva, *Litoi instrument ne trebuiușcii termiceskoi obrabotki.* Mașghiz, Moscova, 1946.
13. I. S. Kvater, Vestnik mașinostroenia, 1949, Nr. 11, p. 31—34.
14. P. M. Senina, M. I. Jurkova, *Visokotocinoie litie detalei izmeritelnogo instrumenta.* Mașghiz, Moscova, 1951.
15. S. S. Feldman, *Prețizionnoe litie.* Mașghiz, Moscova, 1950.
16. S. S. Cetverikov, S. S. Nekrasov, Vestnik Mașinostroenia, 1950, Nr. 11, p. 40—43.
17. M. N. Efimov, Liteinoe Proizvodstvo. 1950, Nr. 2, p. 6—8.
18. V. G. Petrov, O. V. Stupișina, Liteinoe Proizvodstvo, 1951, Nr. 2, p. 12.
19. I. E. Sub, Liteinoe Proizvodstvo, 1951, Nr. 7, p. 2—6.
20. N. N. Golovanov, I. E. Medvinski, Liteinoe Proizvodstvo, 1951, Nr. 10, p. 17.
21. A. A. Mazilev, Liteinoe Proizvodstvo, 1951, Nr. 12, p. 2—3.
22. M. A. Smelkin, Liteinoe Proizvodstvo, 1952, Nr. 1, p. 28—30.
23. A. L. Roghinski, Vestnik Mașinostroenia, 1949, Nr. 11, p. 38—48.
24. — *Voprosî tocinosti otlivok Ministervo Tiajoloi.* Promîșlenosti ȚNIITMAȘ, Mașghiz, Moscova, 1949, cartea 21.
25. A. I. Ghimpelson, *Tehnologhia izgotovlenia litovo rejușciago instrumenta.* ȚNIITMAȘ, Mașghiz, Moscova, 1949, cartea 21.
26. S. S. Cetverikov, S. S. Nekrasov, Vestnik Mașinostroenia, Mașghiz, 1949, Nr. 10, p. 33—36.
27. A. D. Popov, *Cistota poverhnosti otlivok*, Mașghiz, Moscova, 1950.
28. Mașinostroenie ențiklopediceskii spravocinik, Mașghiz, Moscova, 1947, v. 6.
29. P. P. Berg, *Kvoprosu tocinosti otlivok.* ȚNIITMAȘ, Mașghiz, Moscova, 1949, cartea 21.
30. V. M. Andreev, *Osnovî tehnologhii liteinth form.* Mașghiz, Moscova, 1947.
31. V. M. Sestopal, *Sovremennoe napravlenie v proizvodstve ciugunrogo litia.* Mașghiz, Moscova, 1946.

STUDII ŞI CERCETĂRI
DE MECANICĂ ŞI METALURGIE
Tomul V, Nr. 1 — 2, 1954

CHICIUROGRAFUL TIP I.M.M.A.

DE

V. MARCU şi N. PATRAULEA

Institutul de Metalurgie şi Mecanică Aplicată al Academiei R.P.R. a avut nevoie de un aparat care să înregistreze greutatea depunerilor de chiciură pe conductorii liniilor electrice aeriene, în cadrul unei probleme relative la mijloacele de luptă contra acestor depuneri.

Neputând procura din străinătate un astfel de aparat, colectivul problemei a imaginat şi proiectat un chiciurograf hidraulic, al cărui prototip a fost construit de IPROM.

Aparatul se compune dintr'o pompă hidraulică (fig. 1) destinată a primi efortul dela conductor şi a-l transmite la un manometru înregistrator (fig. 2).

Pompa se compune (fig. 1) dintr'un cilindru 1, prevăzut la partea inferioară cu un orificiu 2, care pune în comunicare cilindrul prin tuburile 3 şi 4 cu manometrul înregistrator.

In interiorul cilindrului se introduce glicerină sau un ulei cu punct jos de congelare, asupra căruia apasă pistonul 5, prevăzut cu o garnitură specială 6 pentru etanşare.

Un ax 7 acţionează asupra cozii pistonului 8, graţie manşonului 9 concentric cu cilindrul şi făcând corp comun cu sistemul de prindere al conductorului.

Acest sistem se compune din cârligul 10, articulat în jurul axului 11, care primeşte conductorul ale cărui depuneri de chiciură sau polei trebue măsurate.

Un bulon 12 împiedecă eşirea accidentală a conductorului din locaşul său.

Cilindrul se continuă la partea superioară cu locaşul 13 al ochiului 14. Acesta serveşte la fixarea chiciurografului în vârful unui stâlp al unei staţiuni experimentale. Locaşul 13 este traversat de axul 15 al ochiului 14, realizându-se împreună cu cilindrul 1 un sistem fix al aparatului.

Cel de al doilea sistem, care este mobil, indicat deja mai sus, este alcătuit din manşonul 9, axul 11 şi cârligul 10.

Manometrul înregistrator (fig. 2) se compune dintr'un tambur 16, cu un mecanism de ceasornicărie, care-i permite o rotaţie în 7 zile.

Pe tambur este înfăşurată o hârtie gradată, pe care o peniţă 17 trasează diagrama eforţurilor în funcţie de timp.

Peniţa este mişcată de un braţ 18 acţionat printr'un sistem de articulaţii şi reglaj, mişcat de extremitatea unui tub Bourdon 19.

Cealaltă extremitate a tubului este în comunicare cu uleiul sub presiune dela pompa hidraulică, venit prin tubul 4.

Aparatul funcţionează în modul următor:

Efortul, provocat de greutatea stratului de chiciură sau polei, trage în jos cârligul 10 împreună cu manşonul 9 şi axul 7.

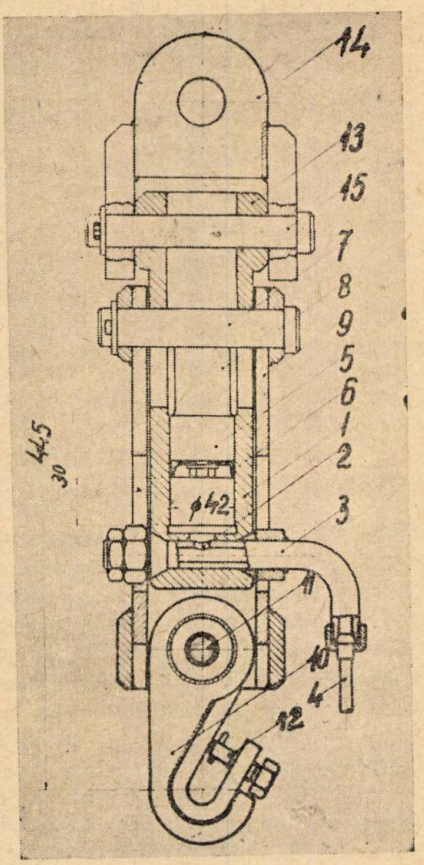


Fig. 1

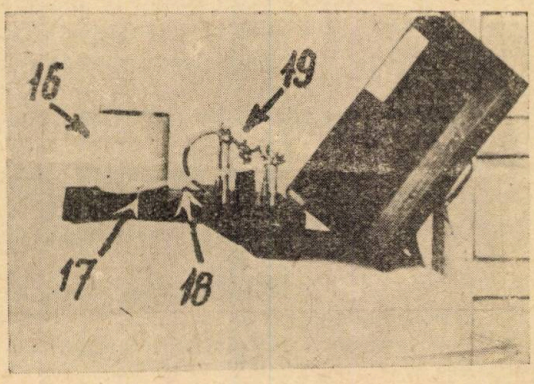


Fig. 2

Acesta apasă asupra pistonului 8 care transmite presiunea uleiului la tubul Bourdon. Deformaţiile acestui tub mişcă braţul 18 şi peniţa 17, care înscrie diagrama greutăţii depunerilor de pe conductor.

Diagrama este gradată în kg şi permite înregistrarea de eforturi până la 1500 kg, valoare care poate fi însă depăşită, ajungându-se până la 2000 kg, deoarece chiciurografuł este larg dimensionat. In acest caz, pentru a se putea înregistra valori peste 1500 kg, este nevoe să se modifice reglajul articulaţiilor pentru înscrierile pe tambur.

Aparatul a fost supus la numeroase probe de etanşeitate, sensibilitate şi precizie, cu prilejul omologării efectuate de o comisie din care au făcut parte delegaţi ai Ministerului Energiei Electrice, Comitetul de Stat pentru Invenţii şi Inovaţii şi Institutului Politehnic.

Rezultatele probelor au fost foarte bune, constatându-se aproximaţii relative de ordinul 1—2% în zona măsurătorilor celor mai probabile, aproximaţii care sunt acceptabile.

Chiciurografuł va fi instalat la staţiunile experimentale pentru studiul depunerilor de chiciură şi polei pe conductorii electrici aerieni.

ИНЕЕГРАФ ТИПА ИММА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Для измерения тяжести инея на воздушных электрических проводах в Институте прикладной механики Академии РНР был изобретен аппарат, названный инееграфом, основанный на принципе регистрирующего гидравлического манометра.

Аппарат был построен в ИПКОМ и дал хорошие результаты при всех проверочных опытах. Управление изобретений и нововведений признало его в качестве изобретения.

LE « GIVROGRAPHE » DE TYPE I.M.M.A.

(RÉSUMÉ)

Dans le but de mesurer le poids des dépôts de givre et de verglas sur les conducteurs électriques aériens, on a projeté à l'Institut de Mécanique Appliquée de l'Académie de la République Populaire Roumaine un appareil, dénommé « givrographe ». Il est basé sur le principe du manomètre hydraulique enregistreur.

L'appareil a été construit à l'Institut IPROM. Il a donné de bons résultats au cours des essais exécutés en vue de son homologation. La Direction des Inventions et Innovations a classé cet appareil parmi les inventions.

V. A. BALDIN, I. I. GOLDENBLAT, V. M. KOCENOV, M. I. PILDIS, K. E. TAL, *Calculul elementelor de construcţii pe baza stărilor limită.* Editura Ministerului Construcţiilor şi al Industriei Materialelor de Construcţii, Bucureşti, 1953.

Calculul rezistenţei şi stabilităţii elementelor de construcţii s'a făcut mult timp numai pe baza metodei « rezistenţelor admisibile », care a rămas până în prezent metoda cea mai răspândită în tehnică.

Neajunsurile principale ale metodei « rezistenţelor admisibile » sunt în general de mult recunoscute.

Valoarea coeficientului de siguranţă se fixează în mod obişnuit fără o bază ştiinţifică suficientă şi fără a putea exprima în mod valabil variaţia reală a factorilor multipli care pot periclita buna funcţionare a construcţiei (depăşirea sarcinilor normate, utilizarea unor materiale de calitate inferioară celei normate, condiţii speciale desavantajoase de lucru, cum ar fi mediul agresiv, concentrările de tensiuni în îmbinări, etc.)

Pe de altă parte, însăşi compararea dintre rezistenţele limită ale materialelor şi « rezistenţele admisibile » nu este justificată decât în cazul în care se păstrează până la rupere proporţionalitatea dintre sarcina ce acţionează şi eforturile unitare care iau naştere în element, lucru care nu se întâmplă în mod obişnuit, în construcţii.

O primă revizuire critică a metodelor de calcul ale elementelor de construcţii a fost realizată în U. R. S. S. prin introducerea metodei de calcul pe baza eforturilor de rupere pentru construcţiile de beton armat (1938), metodă care a fost introdusă ulterior şi pentru construcţiile de beton, zidărie şi zidărie armată.

Comisia pentru modificarea metodelor de calcul al elementelor de construcţii, care lucrează pe lângă ŢNIPS, a elaborat o nouă metodă de calcul, denumită metoda de calcul pe baza stărilor limită.

Lucrarea *Calculul elementelor de construcţii pe baza stărilor limită,* cuprinde o expunere scurtă a principiilor noii metode de calcul, precum şi o serie de date practice pentru aplicarea metodei la elementele de construcţii din diferite materiale.

Metoda de calcul pe baza stărilor limită constitue un însemnat pas înainte pe drumul apropierii calculului de comportarea reală a construcţiilor. Ea este o metodă unică pentru toate materialele întrebuinţate şi distinge trei stări limită, adică:

a) starea limită a capacităţii portante, în care construcţia îşi pierde capacitatea de rezistenţă sau stabilitatea;

b) starea limită a deformaţiilor, în care construcţia îşi păstrează rezistenţa şi stabilitatea, dar capătă deformaţii sau vibraţii care o fac inutilizabilă;

c) starea limită de fisurare, în care construcţia îşi păstrează rezistenţa şi stabilitatea, dar capătă fisuri ce se deschid până la o mărime care face exploatarea viitoare imposibilă.

O superioritate vădită a noii metode de calcul este înlocuirea coeficientului unic de siguranţă cu un sistem de coeficienţi de calcul, care ţin seamă de variaţia reală a factorilor ce pot periclita construcţia: coeficienţi de supraîncărcare, de omogeneitate (care ţin seamă de variaţia calităţii materialelor) şi de condiţii de lucru.

In capitole speciale, lucrarea analizată expune modul în care se aplică noua metodă la materialele cele mai întrebuinţate în construcţii: beton armat, zidărie, metal, lemn.

Prezentarea este făcută într'o formă foarte accesibilă şi este însoţită de exemple adecuate de calcul.

Traducerea este clar redactată; nu respectă, însă, în unele cazuri, prevederile standardelor în vigoare, ceea ce poate da naştere la confuzii.

Se utilizează de exemplu, termenul de « rezistenţe » în loc de « eforturi unitare », « tensiuni » (p. 5, rândul 9; p. 100, rândul 17 şi 20, etc.); se utilizează pentru suprafeţe notaţia F în loc de A.

In ansamblu, lucrarea tradusă va fi de mare folos tehnicienilor noştri, punându-le la îndemână noi cuceriri ale ştiinţei sovietice. Ea este cu atât mai importantă cu cât principiile calculului după noua metodă au fost adoptate de Proiectul de Norme unice pentru proiectarea şi executarea construcţiilor, proiect care este supus în prezent unei largi discuţii în U.R.S.S. Lucrarea tradusă este de un deosebit folos cercetătorilor ştiinţifici în domeniul construcţiilor, pentru care reprezintă un bogat material documentar şi în acelaşi timp un număr însemnat de indicaţii în legătură cu problemele ştiinţifice pe care practica proiectării şi executării construcţiilor le cere a fi rezolvate.

M. Weissenberg

N. A. ŢÎTOVICI, *Mehanica gruntov* (Mecanica pământurilor). Gosudarstvennoe Izdatelstvo literaturî po stroitelstvu i arhitecture, Moscova-Leningrad, 1951, ediţia a III-a prelucrată şi adăugită.

Una dintre disciplinele tehnicii construcţiilor care a căpătat în ultima vreme o mare desvoltare, este geotehnica, de ale cărei probleme constructorii şi cercetătorii în domeniul construcţiilor au început a se preocupa numai de câteva decenii, odată cu apariţia necesităţii de a se amplasa construcţii importante şi grele — uzine, baraje, centrale electrice etc. — pe amplasamente obligate, deci pe orice fel de pământ.

Geotehnica studiază caracteristicile fizice şi mecanice ale pământurilor în vederea fundării construcţiilor, cât şi a executării lucrărilor de pământ. In cadrul aceleiaşi discipline intră şi studiul comportării maselor de pământ sub acţiunea solicitărilor produse de construcţii, analiza eforturilor care au loc în pământ şi deformaţiile rezultate.

Pământul este considerat ca un sistem complex, alcătuit din substanţă solidă, apă şi gaze. Partea solidă se prezintă sub formă de material granular. Frecările şi coeziunea dintre particule determină comportarea maselor de pământ. Această comportare este în funcţie de o serie de factori, pe care geotehnica trebue să-i studieze în amănunţime.

In U.R.S.S., problemele de geotehnică şi mecanica pământurilor au format obiectul unor cercetări aprofundate legate de problemele de construcţii ale înfăptuirii socialismului. Este suficient să citâm numai studiile teoretice şi experimentale asupra pământurilor macroporice, despre natura rezistenţei la tăiere, despre pământurile îngheţate etc., care au lăsat cu mult în urmă determinările empirice şi nesistematizate ale cercetătorilor apuseni. In ultimul timp, cercetările legate de marile construcţii ale comunismului — canalul Volga-Don « V. I. Lenin », hidrocentralele din Kuibîşev, Stalingrad, Kahovka, marele canal turcmen etc. — au dat un nou impuls desvoltării geotehnicii. Savanţii sovietici, continuatori ai tradiţiei marilor savanţi ruşi începând cu Dokuceaev (1880), părintele pedologiei (ştiinţa solurilor), au adus largi contribuţii în rezolvarea problemelor legate de pământul de fundaţie. Prin activitatea lor ştiinţifică, savanţi ca N. M. Ghersevanov, V. A. Florin, N. A. Ţîtovici, I. M. Abelev, N. N. Maslov, sunt cunoscuţi în lumea întreagă.

In republica noastră unde, urmând exemplul măreţ al Uniunii Sovietice, s'au deschis mari şantiere de construcţii, ca hidrocentrala «V. I. Lenin », Combinatul Poligrafic « Casa Scânteii » precum şi alte combinate, uzini şi fabrici, cunoaşterea problemelor de geotehnică trebue să fie un factor preţios în găsirea soluţiilor optime de proiectare şi execuţie. In această direcţie, cursul Prof. N. A. Ţîtovici poate fi pentru noi de cel mai preţios ajutor.

Noua ediţie a acestei lucrări, ediţia a III-a — apărută după mai bine de zece ani dela ediţia precedentă, este completată cu rezultatele cercetărilor celor mai recente, până în anul 1951. După cum arată autorul, profesor de geotehnică şi fundaţii la Institutul de Construcţii « V. Kuibîşev » din Moscova, în această ediţie s'au introdus o serie de date noi cu privire la natura forţelor de coeziune şi la permeabilitatea argilelor. Autorul a insistat asupra examinării naturii apei legate de particulele de argilă şi asupra fenomenelor chimice-coloidale care se petrec în pământurile argiloase.

Trăsătura caracteristică a lucrării Prof. Ţîtovici *Mecanica pământurilor*, o constitue larga utilizare a lucrărilor savanţilor sovietici şi scoaterea în evidenţă a superiorităţii acestora faţă de cercetătorii din lagărul imperialist. Astfel, autorul ia dela început o poziţie fermă faţă de teoriile mecaniciste ale lui Terzaghi şi arată că se impune o revizuire a acestora, în lumina noilor date şi concluzii ale oamenilor de ştiinţă sovietici.

In lucrare se dă o mare atenţie faptului că proprietăţile pământului şi caracteristicile de calcul variază în limite foarte mari, în funcţie de condiţiile naturale şi de modul de formare a

sedimentelor. De aceea pentru pământuri nu se pot întocmi tabele cu caracteristici normative de felul celor folosite la proiectarea construcţiilor metalice, de lemn sau de beton. La pământuri, caracteristicile trebue determinate pentru fiecare caz în parte, prin anumite încercări şi analize, cele mai multe fiind în legătură cu natura şi conţinutul apei din pământ. Elaborarea metodelor pentru obţinerea unor date cât mai juste, constituie una din preocupările cele mai importante ale geotehnicii.

In introducere, autorul precizează obiectul studiului şi dă o serie de definiţii ale elementelor principale ale geotehnicii, arătând totodată legătura dintre *mecanica pământurilor* (disciplină în care în Uniunea Sovietică se cuprind toate problemele de geotehnică) şi celelalte ramuri ale tehnicii construcţiilor. Tot aici se expune planul general al cursului. Problemele tratate sunt grupate în trei categorii mari: 1) Studiul legilor porozităţii, în cadrul căruia se expun proprietăţile cele mai însemnate ale pământurilor, şi anume fenomenele de tasare (îndesare), permeabilitatea şi rezistenţa la forfecare; 2) eforturile şi deformaţiile pământurilor sub acţiunea încărcărilor exterioare; 3) rezistenţa şi stabilitatea maselor de pământ şi împingerea pământului.

In încheiere, se dau detalii asupra cercetărilor pe teren şi a determinărilor de laborator.

Pentru expunerea acestui material, cursul, care cuprinde peste 500 de pagini, a fost împărţit în şapte capitole.

Capitolul I tratează despre natura fizică a pământului, privit ca un sistem dispers, şi despre variaţiile proprietăţilor fizice în funcţie de condiţiile exterioare, în special în legătură cu apa.

După ce se definesc noţiunile de structură şi textură, arătându-se tipurile principale respective, se accentuează asupra importanţei mediului fizico-geografic în formarea pământurilor şi a fenomenelor care se petrec ulterior depunerii sedimentelor. Pământul este considerat ca un sistem trifazic, tratându-se pe rând despre cele trei faze şi analizându-se în special faza lichidă — apa, în toate formele în care aceasta se poate prezenta în pământ. Proprietăţile fizice ale pământului sunt prezentate în strânsă legătură cu existenţa apei, sub diferite aspecte.

Un loc important în acest capitol este ocupat de expunerea particularităţilor pământurilor îngheţate. Din acest punct de vedere, cursul aduce numeroase date noi, bazate pe cercetările autorului, care a aprofundat în studiile sale problema îngheţului, problemă de mare importanţă mai ales pentru regiunile nordice ale Uniunii Sovietice. Cu această ocazie, se defineşte noţiunea nouă « grad de îngheţare », care este raportul dintre greutatea gheţii şi greutatea totală a apei dintr'un anumit volum de pământ, raport care este folosit apoi în câteva relaţii pentru stabilirea caracteristicilor pământurilor supuse îngheţului.

Se examinează apoi pământurile macroporice sensibile la înmuiere. Cu privire la geneza acestora, pe lângă ipoteza eoliană a lui O b r u c e v, se expune şi ipoteza lui B e r g (1947) potrivit căreia pământurile loessoide ar rezulta dintr'un proces de solificare în regiuni aride, de stepă, însoţit de gruparea particulelor mai mici de 0,01 mm printr'o cimentare cu calcar, fenomen în urma căruia porozitatea generală a depozitului a sporit. Pe baza cercetărilor lui I. M. A b e l e v şi N. I. D e n i s o v, autorul descrie apoi proprietăţile speciale ale pământurilor macroporice şi determinarea acestora în laborator şi pe teren.

Capitolul se încheie cu o serie de observaţii referitoare la fenomenele legate de turburarea structurii naturale a pământurilor, prin afânarea sau aducerea lor în stare de curgere.

Date mai amănunţite asupra compoziţiei mineralogice, mai ales a particulelor din fracţiunea argilă, precum şi asupra ionilor din complexul de adsorpţie al argilelor care, potrivit cercetărilor recente, au un rol principal în comportarea pământurilor argiloase, se pot găsi în lucrările lui V. A. P r i k l o n s k i, K. K. G h e d r o i ţ ş. a. De asemenea, o expunere mai pe larg a degradărilor provocate construcţiilor de către pământurile macroporice sensibile la înmuiere şi a mijloacelor de combatere a acestora, poate fi găsită în studiile de specialitate ale lui I. M. A b e l e v şi N. I. D e n i s o v.

In capitolul II, autorul tratează despre legile fundamentale ale mecanicii pământurilor, pe care le numeşte pe scurt *legile porozităţii*.

Prima dintre aceste legi este relaţia dintre presiunile aplicate pământurilor şi variaţia indicelui porilor. In legătură cu aceasta, autorul precizează că încercările de compresiune asupra probelor de pământ în laborator trebue făcute pornindu-se dela sarcina geologică şi mai ales *fără a se permite umflările ulterioare*. Aceasta este o normă foarte justă, de care ar trebui să se ţină seama în laboratoarele din ţara noastră, unde în general încercările se fac cu umflare liberă, ceea ce duce la denaturarea rezultatelor.

N. A. Ţ i t o v i c i descrie metodica întocmirii diagramelor de compresiune — porozitate, prin cântărirea probelor.

O altă metodă de reprezentare a fenomenului este cea care conduce la curbele de compresiune — tasare, şi care se poate găsi de exemplu în lucrările lui N. N. M a s l o v. Această

metodă are avantajul că se poate aplica şi pământurilor nesaturate, iar curbele care rezultă sunt mai sugestive pentru calculul tasărilor prin consolidare.

A doua lege fundamentală este relaţia dintre vitesa de infiltrare a apei prin pământ şi gradientul hidraulic respectiv. Aici sunt prezentate, pe lângă legea clasică a lui Darcy, şi rezultatele cercetărilor foarte recente ale lui B. F. Reltov (1946) şi S. A. Roza (1948—1949) cu privire la gradientul iniţial al pământurilor argiloase. Ţinând seama de prezenţa apei adsorbite, S. A. Roza a explicat o serie de proprietăţi ale argilelor, de mare însemnătate practică pentru construcţiile hidrotehnice.

In sfârşit, a treia lege se referă la legătura dintre presiunea normală şi rezistenţa la tăiere a pământurilor. Incepând cu teoria lui Coulomb, autorul continuă cu expunerea teoriilor noi ale lui A. A. Niciporovici, F. P. Savarenski şi N. N. Maslov, ajungând, ca şi aceştia, la concluzia că factorul care condiţionează rezistenţa la forfecare este porozitatea.

Pentru presiuni mici, de ordinul celor transmise de construcţii, N. A. Ţîtovici admite principiul deformabilităţii liniare, verificat prin majoritatea încercărilor de laborator.

Capitolul III tratează despre teoria repartizării eforturilor în pământ. Se demonstrează relaţiile lui Boussinesq pentru cazul unei forţe concentrate. Sunt date formule pentru cazul unei încărcări aplicate în interiorul masivului de pământ, caz care are întinse aplicaţii în domeniul fundaţiilor adânci şi la construcţiile subterane.

Se tratează apoi problema repartizării eforturilor şi presiunilor sub anumite tipuri de sarcini distribuite, în cazul fundaţiilor rigide şi elastice.

Autorul expune influenţa anisotropiei şi a neomogeneităţii pământului asupra repartiţiei eforturilor, cu aplicare în cazul în care sub fundaţie se găsesc strate de rigidităţi diferite. Expunerea este pe larg completată cu tabele numerice şi exemple care permit o înţelegere şi o aplicare uşoară a tuturor problemelor teoretice din acest capitol.

In încheiere sunt arătate rezultatele măsurătorilor directe asupra repartizării eforturilor, întreprinse de către Kögler şi Scheidig în 1931, cu celule de fontă prevăzute cu membrane de cauciuc. N. A. Ţîtovici face însă rezerve asupra justeţei acestor încercări.

Capitolul IV cuprinde expunerea condiţiilor de rezistenţă şi stabilitate ale pământurilor.

Dela început, autorul precizează că problemele legate de capacitatea portantă a pământului de fundaţie trebue tratate cu toată atenţia, întru cât tabelele cu presiuni admisibile şi prescripţiile respective au o serie de lipsuri şi de contradicţii care, în multe cazuri, le limitează aplicarea.

Fazele stării de eforturi într'un masiv de pământ pot fi determinate prin încărcări de probă pe plăci rigide, măsurându-se deformaţiile corespunzătoare diferitelor presiuni aplicate. Autorul distinge trei faze:

a) faza deformaţiilor de consolidare, aşa zise « elastice », care sub încărcare se amortizează în timp;

b) faza deformaţiilor cu creştere constantă, care corespund fazei de curgere;

c) faza deformaţiilor foarte mari, corespunzătoare fazei de rupere a materialului.

Referindu-se la condiţiile de solicitare a unei mase de pământ, N. A. Ţîtovici introduce noţiunea *unghiului de deviere maximă*, printr'o deducere analitică a relaţiei respective, atât în cazul pământurilor necoezive, cât şi al celor coezive. Trecând la condiţiile de rezistenţă, se arată relaţia dintre unghiul de deviere maximă şi cel de frecare internă, care defineşte întinderea zonelor plastice din pământ.

Expunerea se încheie cu cercul limită al eforturilor, care redă aspectul grafic al problemei.

Paragraful următor tratează despre ecuaţiile diferenţiale ale echilibrului limită. Se dau ecuaţiile lui Sokolovski, elaborate în lucrarea sa *Statica mediilor disperse* (1948), care cuprinde rezolvarea completă a problemei echilibrului mediilor granulare aflate în întregime în stare plastică.

Este redată apoi formula presiunii limite a lui Puzîrevski—Ghersevanov, cu tabelele numerice respective, precum şi formulele lui Berezanţev şi Novatorţev.

In încheierea capitolului, N. A. Ţîtovici tratează problema stabilităţii taluzelor, arătând factorii care produc fenomenele de lunecare, modul cum se manifestă acestea şi interpretarea formei suprafeţelor de lunecare, în lumina celor mai recente cercetări. Se prezintă forma exactă a problemei şi metodele de rezolvare, expunându-se teoria taluzelor de egală stabilitate după V. V. Sokolovski şi Senkov. Este descrisă apoi metoda grafo-analitică, precum şi o serie de metode practice pentru determinarea centrului suprafeţei de lunecare şi a coeficientului de siguranţă. Sunt arătate în linii mari şi măsurile care trebue luate pentru combaterea fenomenelor de lunecare.

Capitolul V se ocupă cu împingerea pământului. După ce sunt arătate diferitele feluri de ziduri de sprijin şi se studiază caracterul curbelor de lunecare, se expune metoda analitică

pentru determinarea împingerii, arătându-se influenţa înclinării suprafeţei zidului şi a terenului, este analizat cazul cu suprasarcină şi cazul pământurilor cu coeziune. Se examinează pe larg caracterul repartiţiei presiunilor pe zidul de sprijin, dându-se metode grafice de determinare a împingerilor.

In continuare se dau elemente de calcul al împingerii pământului asupra unor construcţii speciale, ca zidurile înalte paralele, ziduri cu contur închis şi tunele, pe baza studiilor lui M. M. Protodiakonov.

In încheierea capitolului, autorul face câteva comparaţii între datele teoretice şi rezultatele măsurătorilor directe, executate prin metoda tensometrelor sau a modelării centrifugale.

De o deosebită importanţă este faptul arătat de autor că, în timp ce ipoteza ruperii pe o suprafaţă plană este satisfăcătoare în cazul împingerii active, pentru împingerea pasivă ea duce la erori mari, care impun considerarea unei suprafeţe curbe de rupere.

N. M. Goldstein, într'o recenzie asupra lucrării lui N. A. Ţîtovici[1]), consideră ca o calitate a manualului faptul că tratarea problemei împingerii pământului s'a făcut în cadrul *mecanicii pământului*, unde-şi are locul firesc. Până acum se obişnuia ca această problemă să fie expusă la cursul de statica construcţiilor. Totodată însă, N. M. Goldstein socoteşte, în mod just, că expunerea construcţiei grafice a lui Poncelet, dată în curs, reprezintă un caz particular, care este preferabil să se rezolve în practică pe cale analitică.

Capitolul VI tratează despre deformaţiile pământurilor, sub acţiunea încărcărilor produse de construcţii. Se arată dela început că pământurile, spre deosebire de celelalte materiale (ca de ex. metalele), pot avea deformaţii permanente a căror valoare depăşeşte de multe ori pe aceea a deformaţiilor reversibile. Principalul factor care determină calitatea pământului de fundaţie este mărimea tasării şi tasarea relativă a diferitelor părţi ale unei construcţii. Deformaţiile elastice reversibile au loc în general numai în cazul sarcinilor dinamice, dar şi aici există deformaţii permanente, care se cumulează în timp.

Autorul arată că deformaţiile reversibile se pot produce prin modificarea grosimii peliculelor de apă de pe particule sau în urma variaţiei forţelor moleculare, iar cele permanente pot proveni din îndesări sau consolidări, umflări datorite apei adsorbite, apariţia zonelor plastice sau, în sfârşit, ruperea particulelor.

In continuare este arătată influenţa naturii sarcinilor şi a dimensiunilor suprafeţei încărcate. Problema deformaţiilor elastice este expusă teoretic după Gorbunov-Posadov, dându-se tabele de calcul pentru cazul fundaţiilor dreptunghiulare şi circulare.

Dintre caracteristicile elastice ale pământurilor, se studiază pe larg modulul de elasticitate şi factorii care influenţează asupra valorii lui, precum şi coeficientul de deformaţie transversală.

Un paragraf special este rezervat propagării vibraţiilor în mediile elastice, cu aplicare la pământuri.

Deformaţiile prin consolidare şi umflările sunt prezentate nu ca un fenomen special, ci ca un caz particular al filtrării apei prin medii poroase.

Problema teoretică a consolidării este expusă după V. A. Florin, făcându-se desvoltări matematice pentru cazul în plan şi dându-se indicaţii pentru rezolvarea practică a problemei.

Mai departe, N. A. Ţîtovici tratează despre calculul tasărilor prin consolidare, pentru fundaţii de diferite forme, precum şi calculul tasărilor prin metoda stratului echivalent, introdusă chiar de autor. Paragraful se încheie cu o serie de exemple numerice variate.

Paragraful următor conţine date asupra coeficientului de consolidare şi asupra procesului de tasare în timp, pentru diferite condiţii de drenare.

Toate problemele de tasare sunt aplicate apoi în cazul existenţei mai multor strate de pământ sub fundaţie.

In încheierea capitolului se dau indicaţii asupra modului în care trebue executate măsurătorile tasărilor construcţiilor, spre a se verifica justeţea calculului, dându-se totodată o serie de exemple de determinări ale tasărilor la diferite construcţii executate, în comparaţie cu valorile calculate.

Problema deformaţiilor a fost tratată pe larg, atât din punct de vedere teoretic, cât şi experimental. S'a insistat asupra rolului apei strâns legate de particulele de argilă, lucru de care s'a ţinut seama în expunerea procesului de tasare a pământului. Importanţa pe care în mod just, autorul a dat-o deformaţiilor pământurilor, rezultă şi din faptul că numai capitolul respectiv ocupă mai bine de un sfert din întregul volum.

Capitolul VII tratează despre cercetările pe teren, despre modul cum se iau probele de pământ şi cum se conservă neturburată structura lor. Sunt descrise apoi analizele la care sunt supuse probele în laboratorul de geotehnică, insistându-se asupra încercărilor mecanice. Cu această ocazie, se dau detalii şi scheme ale aparatelor realizate de autor pentru determi-

[1]) Ghidrotehniceskoe Stroitelstvo, Nr. 9, 1952, p. 47—48.

narea compresibilităţii, permeabilităţii şi rezistenţei la tăiere, precum şi a unui aparat pentru încercări de întindere.

Un paragraf din acest capitol se ocupă cu încărcările de probă pe placă, în şanţuri sau foraje, şi cu determinarea pe teren a modulului de deformaţie a pământului.

Lucrarea se încheie cu un tabel cu presiunile admisibile, extras din cele mai recente prescripţii sovietice « N şi TU — 6 — 48 », care se folosesc mult şi în ţara noastră.

La sfârşitul fiecărui capitol se găsesc exerciţii şi exemple numerice dintre cele mai reprezentative, care leagă partea teoretică de cea aplicativă.

★

In concluzie, trebue să constatăm că *Mecanica pământurilor* de N. A. Ţîtovici este una din cele mai bune şi mai complete lucrări de geotehnică. Autorul, într'un stil clar şi concis, a oferit o imagine completă asupra stadiului actual al acestei discipline inginereşti, la care contribuţiile sale personale au fost importante, sub toate aspectele.

N. A. Ţîtovici, continuator direct al marelui savant N. M. Ghersevanov, care a fost creatorul şcoalei geotehnice sovietice, poate fi socotit astăzi, prin bogata sa activitate creatoare, în fruntea cercetătorilor sovietici în domeniul mecanicii pământurilor.

Numărul mare de ingineri constructori, hidrotehnicieni şi de comunicaţii, pentru care cunoaşterea şi studierea acestei lucrări ar prezenta un ajutor extrem de preţios în muncă, impune imediat traducerea ei în limba română. Cartea tradusă va fi de mare folos nu numai inginerilor de pe şantiere şi din institutele de proiectări, ci şi studenţilor din institutele noastre de învăţământ superior, unde acestei discipline i se acordă pe bună dreptate o importanţă mereu sporită.

Traducerea va trebui făcută cu mare îngrijire, dându-se o mare atenţie mai ales terminologiei de specialitate; la noi în ţară, studiul geotehnicii fiind de dată relativ recentă, mai există confuzii în această privinţă.

I. Antonescu

A. A. KRASILSCIKOVA, *Krilo Konecinovo nazhamua v sjimaemon poloke* (Aripa de anvergură finită într'un curent compresibil). Gostehizdat, Moscova, 1952.

Lucrarea pe care o prezentăm nu caută să ofere o privire de ansamblu asupra studiilor legate de problema teoriei aripii de anvergură finită care se deplasează într'un curent supersonic. Autorul, se limitează la expunerea lucrărilor sale publicate între anii 1947—1951, şi nu se preocupă de lucrările altor autori.

In cele trei capitole ale lucrării se studiază mişcarea permanentă şi nepermanentă a unei aripi de formă absolut arbitrară în cazul când perturbaţiile produse de aceasta sunt mici, folosindu-se ipotezele cu caracter fizic ce se găsesc în lucrările lui L. I. Sedov şi N. E. Kocin.

Intr'o scurtă introducere este arătat locul ocupat de lucrările autorului printre celelalte lucrări care au apărut până astăzi în U.R.S.S. şi în alte ţări care tratează despre teoria aripii supersonice.

In capitolul I sunt studiate mişcările nepermanente ale unei aripi situate într'un curent supersonic şi cuprinde elementele fundamentale ale teoriei care este desvoltată în capitolele următoare. Sunt expuse în primul rând, ipotezele de ordin fizic în cadrul cărora va fi rezolvată problema. Prin separarea mişcării în două părţi componente, una principală permanentă şi alta suplimentară nepermanentă, se ajunge la o problemă la limită pentru potenţialul vitezelor. Acesta este separat şi el în două părţi, una permanentă şi alta nepermanentă, ambele funcţiuni fiind soluţii ale ecuaţiilor undelor. Sunt date, în sfârşit, condiţiile pe frontieră — planul *Oxy* — pentru funcţia potenţial a vitezelor. Soluţia ecuaţiei undelor este construită ca potenţial întârziat al vitezelor unei surse care se deplasează rectiliniu cu o viteză constantă şi care are o intensitate variabilă în timp. Potenţialul vitezelor căutat se exprimă ca rezultat al acţiunii unor surse, ca cele de mai sus, repartizate în planul *Oxy*, sub forma unei integrale de suprafaţă extinsă la acea parte din acest plan cuprinsă în interiorul ramurii îndreptate spre curent a conului lui Mach, având vârful în punctul în care se calculează potenţialul. Funcţiunea arbitrară care apare în integrală — partea permanentă a intensităţii surselor repartizate — este determinată funcţie de valoarea derivatei potenţialului după direcţia normală pe planul frontieră *Oxy* în punctele acestuia. Se deduce astfel formula fundamentală a potenţialului

vitezelor pentru componenta nepermanentă a acestuia, cea permanentă obținându-se printr'o particularizare potrivită.

Capitolul II studiază mișcarea permanentă a unei aripi într'un curent supersonic. Particularizând formula generală obținută în capitolul precedent se obține formula fundamentală pentru potențialul vitezelor în cazul mișcării permanente a aripii, formulă ce conține rezultatele anterioare date de P r a n d i l, A c k e r e t și S c h i l c h t i n g. In continuare, se studiază efectul marginal al aripii, rezolvându-se ca un caz particular problema calculului potențialului vitezelor pentru aripa de alungire mică, precum și efectul sistemului de vârtejuri din spatele aripii, reducându-se aceste probleme la rezolvarea unor ecuații integrale. La cercetarea efectului sistemului de vârtejuri din spatele aripii, soluția problemei este construită direct pentru potențialul accelerației, dându-se însă și expresia potențialului vitezelor.

Impărțind suprafața aripii într'o serie de domenii caracteristice, cu un caracter analitic diferit — în număr de nouă pentru aripa de forma cea mai generală — și folosind formulele anterioare pentru potențialul vitezelor, sunt date formulele pentru calculul presiunii exercitate de curentul fluid asupra suprafeții aripii în fiecare domeniu caracteristic în parte, funcție de condițiile la limită locale — formă și unghi de atac. Formulele obținute — ce conțin integrale de suprafață și curbilinii — sunt simplificate în câteva cazuri particulare: bordurile marginale ale aripii paralele cu curentul incident, aripa plană, aripa suprafață riglată etc. Apoi este determinată pe suprafața aripii curba presiunii nule după care presiunea își schimbă semnul. Pentru cazurile particulare când presiunea pe aripă se exprimă numai prin intermediul unei integrale curbilinii — extinsă pe un arc al bordului de atac, — este dată o metodă de construcție grafică a liniei de presiune nulă. In sfârșit, formulele care dau potențialul accelerației sau potențialul vitezelor permit a se calcula forțele și momentele aerodinamice.

După indicațiile autorului metoda expusă poate fi extinsă pentru calculul scurgerii în jurul ampenajului sau al poliplanelor, dacă acestea sunt dispuse într'un anumit mod.

In continuare, scurgerea unui curent permanent supersonic în jurul unei aripi cu grosimea diferită de zero este rezolvată considerând-o drept rezultat al suprapunerii a doi curenți: unul simetric în raport cu planul Oxy, produs de mișcarea unei aripi cu un profil simetric, celălalt antisimetric în raport cu același plan, produs de mișcarea unei aripi de grosime nulă. Problema curentului antisimetric este rezolvată în primele paragrafe ale capitolului II după cum am arătat mai sus, iar problema curentului simetric este redusă de autor la o problemă similară care dat fiind simetria curentului este rezolvată în jumătatea superioară a spațiului.

In încheierea capitolului sunt date pentru exemplificarea metodei, rezultatele calculelor pentru aripa în săgeată, aripa de formă semieliptică, semicirculară și hexagonală.

Capitolul III reia problemele puse în capitolul precedent referitoare la mișcarea permanentă și studiază oscilațiile armonice ale unei aripi într'un curent supersonic.

Este stabilită formula fundamentală pentru potențialul vitezelor pornind dela rezultatele obținute în capitolul I, studiindu-se în continuare oscilațiile armonice ale unei aripi de anvergură infinită, efectul marginal, aripa oscilantă de anvergură mică, influența sistemului de vârtejuri de după aripă în cazul oscilațiilor armonice ale acesteia și în sfârșit cazul general al scurgerii unui curent supersonic în jurul unei aripi. De asemenea, se studiază scurgerea în jurul unei aripi oscilante cu grosimea diferită de zero în mod similar ca în cazul mișcării permanente.

Ecuațiile integrale care intervin în diversele capitole sunt rezolvate de autor în cuadraturi pentru mișcarea permanentă și prin serii pentru cazul oscilațiilor armonice ale aripii. O simplificare remarcabilă a ecuațiilor integrale este obținută trecând dela coordonatele trirectangulare $Oxyz$ la sistemul de coordonate caracteristice $Ox_1y_1z_1$, în care axele Ox_1 și Oy_1 sunt luate după direcțiile liniilor Mach din planul Oxy, iar axa Oz_1 rămâne normală pe acesta. In acest mod ecuațiile din cazul mișcării permanente sunt reduse la ecuații de tip Abel și pot fi astfel integrate în cuadraturi.

In concluzie lucrarea lui E. A. K r a s i l s c i k o v a dă soluția definitivă și completă a problemei mișcării unei aripi subțiri și cu incidență mică, de formă absolut arbitrară, într'un curent compresibil, mișcare compusă dintr'o translație uniformă cu o viteză supersonică peste care se suprapun oscilații armonice mici.

Rezultatele obținute sunt date în cuadraturi, ceea ce face posibilă aplicarea lor practică pentru cazuri particulare date.

I. Drescher

N. R. RAEVSKY, *Metodi experimentalnovo isledovania mehaniceskih parametrov maşin* (Metodele determinării experimentale a parametrilor mecanici ai maşinilor). Izdatelstvo Akademii Nauk SSSR, Moscova, 1952.

Ridicarea productivităţii muncii este una din principalele probleme care s'au pus în faţa desvoltării rapide a tehnicii sovietice.

Prin mişcarea inovatorilor s'a răspuns acestei probleme realizându-se mecanizarea şi automatizarea diverselor procese de producţie, creându-se tipuri noi de maşini şi mecanisme în care au loc procese complexe.

Din cauza acestei complexităţi şi a unui număr mare de parametri care trebue luaţi în consideraţie este greu a se obţine soluţii teoretice exacte, iar în alte cazuri formulele care se obţin sunt atât de complicate încât utilizarea lor practică este uneori imposibilă.

In construcţia modernă de maşini metodele experimentale sunt uneori singurul mijloc care poate fi folosit la rezolvarea unei probleme noi.

In lucrare sunt expuse o serie de metode experimentale şi aparatele corespunzătoare pentru cercetarea cinematicii şi dinamicii maşinilor şi mecanismelor, elaborate în Institutul de Maşini al Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S.

Metodele preconizate se bazează pe transformarea mărimilor mecanice măsurate, în mărimi electrice proporţionale, înregistrate cu ajutorul unor aparate electrice.

Primul element al circuitului de măsură este aparatul care transformă mărimea mecanică măsurată într'o mărime electrică şi care este numit emiţător; al doilea element este aparatul pentru alimentarea emiţătorului, amplificarea indicaţiilor, reglarea etc; al treilea element este aparatul înregistrator, care în majoritatea cazurilor este un oscilograf.

Vechile metode utilizau aparate cu acţionare mecanică care aveau un volum mare deci erau greu de manipulat, iar forţele de inerţie şi de frecare care apăreau, influenţau în mod negativ rezultatele experienţelor.

Prin utilizarea emiţătorilor electrici se elimină aceste inconveniente. Astfel ei au un volum foarte mic, ceea ce permite ataşarea lor pe majoritatea pieselor în mişcare, de asemenea pot fi consideraţi fără inerţie, iar forţele de frecare pot fi practic complet înlăturate.

Autorul consideră ca fiind cea mai justă clasificare a emiţătorilor cea făcută de G. L. Snirman.

In această clasificare, toţi emiţătorii sunt împărţiţi în două grupe: 1) emiţători energetici şi 2) emiţători parametrici.

Autorul utilizează această clasificare în prezentarea celor mai utilizaţi emiţători, completând un al treilea capitol despre emiţătorii cu transformare indirectă.

Lucrarea cuprinde trei părţi.

In prima parte a lucrării se expun metodele electrice de măsurare a măsurilor mecanice şi se face o apreciere a acestora din punct de vedere al posibilităţii aplicării lor la problemele cercetării maşinilor.

In partea a doua se descriu emiţătorii elaboraţi pentru măsurarea a cinci parametri mecanici (deplasări, viteze, acceleraţii, forţe şi momente).

In partea a treia se descrie aparatajul electronic de amplificare, elaborat şi executat pentru a fi adaptat la emiţători şi se dau de asemenea o serie de indicaţii cu privire la utilizarea aparatajului înregistrator şi la procedeele de interpretare a oscilogramelor.

Aparatele descrise sunt simple şi pot fi uşor construite, iar metodele elaborate contribue la rezolvarea unora din cele mai complicate probleme experimentale.

Folosirea acestei lucrări, pentru amenajarea laboratoarelor de încercări, este deosebit de utilă.

Zelingher Naftuli

NOTĂ

In articolul apărut în numărul precedent al revistei sub titlul: *Despre unele încercări pentru stabilirea efectului simultan al oboselii şi coroziunii asupra prăjinilor de foraj ecruisate*, de M. GELLER, la p. 98, rândul 10, s'a omis publicarea diagramei din figura 1, pe care o reproducem mai jos.

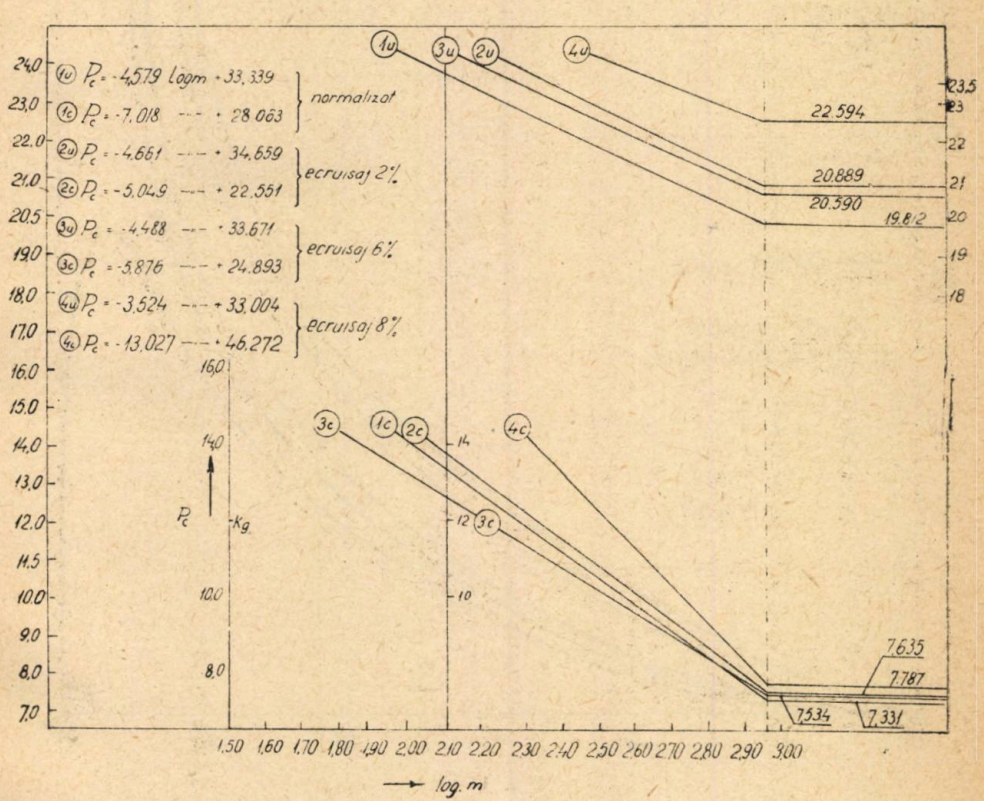


Fig. 1

RECTIFICARE

In articolul apărut în numărul precedent al revistei sub titlul: *Calculul lagărelor cu alunecare supuse la forțe variabile*, de N. TIPEI s'au strecurat unele omisiuni pe care le corectăm:

Astfel, pentru determinarea soluției mai exacte, expresiile

$f_3(\theta^*)$ și M_1 sunt, dacă $\alpha = \cos\theta^*$

$$f_3(\theta^*) = f_3(\arccos\alpha) = \frac{\alpha(1+\alpha)}{C_t} \text{ și } M_1 = \frac{\psi^2}{24\,\mu_1\,\lambda\,r^2}\,1 - \frac{1}{\frac{\text{th}\,\lambda\sqrt{\beta_{1A}}}{\lambda\sqrt{\beta_{1A}}}}$$

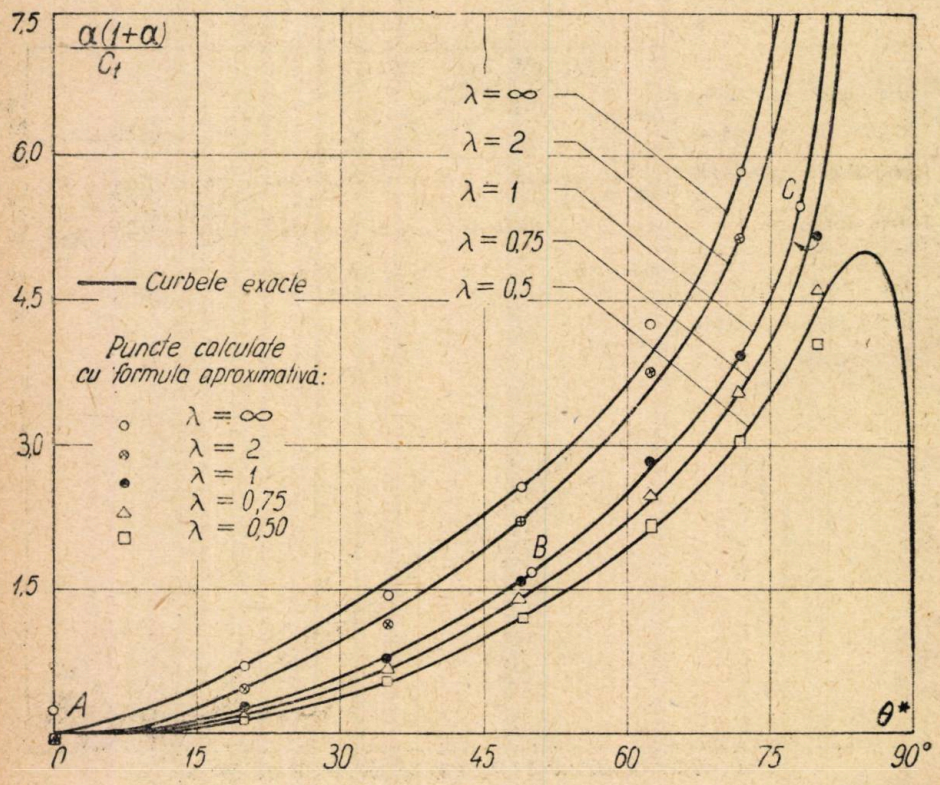


Fig. 1

iar diagramele 5—7 se înlocuesc prin figurile 1 și 2 din acest text.

Pentru exemplul numeric de la p. 139 se găsesc valorile $\frac{M_1 F_{co}}{\Omega_1} = \frac{\zeta}{6}$, cu $\zeta_{med} = 1$ între A şi B (fig. 1) şi $\zeta_{med} = 0{,}25$ între B şi C. Coeficienţii b_1 sunt respectiv $b_{1AB} = -1{,}7$ şi $b_{1BC} = -7{,}70$.

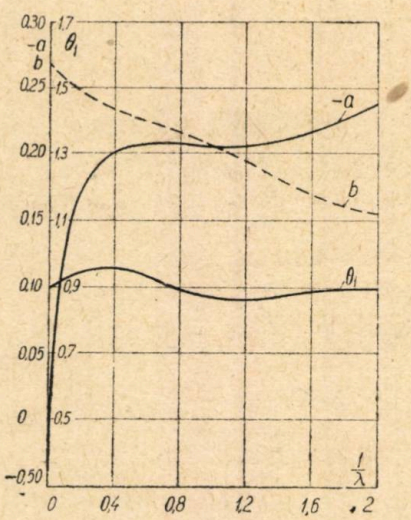


Fig. 2

Rezultă apoi $\Delta\theta_1^* = 0{,}41\frac{R}{l}$ pe porţiunea AB şi $\Delta\theta_1^* = 0{,}39\frac{R}{l}$ pe porţiunea BC, valori foarte apropiate între ele cât şi faţă de acelea date de formula (32) din articolul citat.

De asemenea, în formula (27), factorul care multiplică expresia Σ este $\frac{1}{2F_{co}} \cdot \frac{\Omega_1}{\Omega_3}$.

ABONAMENTELE SE FAC LA OFICIILE POȘTALE
PRIN FACTORII POȘTALI ȘI DIFUZORII VOLUNTARI
DIN INTREPRINDERI ȘI INSTITUȚII

INTREPRINDEREA POLIGRAFICĂ Nr. 4
BUCUREŞTI

c. 226

Preţul Lei 5.—